Validierung des weiterentwickelten Rechenprogramm-systems ATHLET/ATHLET-CD

Vorhaben RS 1155

Abschlussbericht

(Teil 2: ATHLET-CD)

GRS - A - 3348 b

Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH

Abschlussbericht/
Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens Nr.:/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS 1155
(Teil 2: ATHLET-CD)

Vorhabenstitel / Project Title:

Validierung des weiterentwickelten Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD

Validation of the Advance Computer Code System ATHLET/ATHLET-CD

Autor / Author:
F. Steinhoff
H. Austregesilo
C. Bals
W. Erdmann
K. Trambauer

Berichtszeitraum / Publication Date:
Oktober 2006

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS 1155 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

GRS - A - 3348 b

Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens RS 1155 wurden im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) analytische Arbeiten zur Validierung des weiterentwickelten Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD anhand von internationalen Integral- und Einzeleffektversuchen durchgeführt. Dieser Teil des Abschlussberichts stellt den Stand der Arbeiten zur Validierung von ATHLET-CD dar. Die Arbeiten umfassten im Wesentlichen die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und die Nachrechnung von Sicherheitsexperimenten.

Zur Validierung von ATHLET-CD wurden in diesem Vorhaben Integralexperimente aus den Versuchsprogrammen NRU FLHT, PBF SFD, PHEBUS FP, PHEBUS SFD, QUENCH und PARAMETER herangezogen. Ferner wurden Einzelstabversuche aus dem Halden Projekt nachgerechnet.

Die Nachrechnungen haben gezeigt, dass mit den Modellen der Thermo- und Fluiddynamik die entsprechenden Aspekte einschließlich des Einflusses der nichtkondensierenden Gase gut simuliert werden.

Mit den neuen Modellen der B_4C-Oxidation und deren Weiterentwicklung im Laufe des Projekts ließ sich im Vergleich zu den bisher vorliegenden experimentellen Daten eine gute Übereinstimmung erzielen (z. B.: QUENCH-07, -09, FPT3). Auch das neu entwickelte „Luftoxidationsmodell“ ergab befriedigende Übereinstimmungen mit dem Experiment (z. B.: QUENCH-10).

Im Verlauf des Projekts wurde ein überarbeitetes Verlagerungsmodell mit Berücksichtigung der Oxidation der Schmelze, des Wiederaufschmelzens der Kruste und der Bildung von Blockaden verwendet. Die Oxidation des metallischen Anteils der Schmelze und damit auch der hierbei entstehende Wasserstoff wurden bisher nicht berücksichtigt. Bei der Anwendung dieses neuen Modells zeigte sich, dass der Anteil des in der Schmelze erzeugten Wasserstoffs z. T. bis zu 50% und mehr der Oxidation der intakten Hüllrohre beträgt (z. B.: NRU FLT).

Die Einführung des erweiterten Freisetzungsmodells, bei dem die Freisetzung von Absorbermaterialien als Funktion des Partialdrucks der Absorberdämpfe zur Berechnung an Stelle der früher verwendeten CORSOR Raten berücksichtigt wird, trifft z. B. PBF SFD 1-4 deutlich besser.

Im Verlauf des Projekts wurde eine neue Version von SOPHAEROS, mit dem der Transport sowie die Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen simuliert werden, in ATHLET-CD integriert. U. a. werden mit diesem neuen Modell chemische Verbindungen bestimmt, die in der älteren Version nicht berücksichtigt wurden. Die Auswertung der Rechnungen zeigen, dass das Transport- und Ablagerungsverhalten der Elemente qualitativ plausibel wiedergegeben wird. Wegen fehlender experimenteller Daten konnten rechnerische Ergebnisse bezüglich des Verhaltens chemischer Verbindungen nicht direkt überprüft werden. Aber auch die hier zeigte die Rechnung plausible Resultate (z. B.: PHEBUS).

Die Überprüfung des Brennstabmodells ergab, dass das Hüllrohrverhalten in guter Übereinstimmung mit den bisher bekannten Versuchsergebnissen berechnet werden kann (z. B.: Halden).

Durch die Validierungsrechnungen wurden Stärken und Schwächen der genannten Modelle erkannt. Durch den engen Kontakt zu den Entwicklern wurde und wird dafür gesorgt, dass die im Validierungsvorhaben RS1155 festgestellten Code-Schwächen bei der weiteren Programmverbesserung und -entwicklung berücksichtigt werden.

Abstract

Within the reactor safety project RS1155, sponsored by the German Federal Ministry of Economy and Technology (BMWi) analyses of international integral-effects and separate effects tests for the validation of the code system ATHLET/ATHLET-CD have been performed. This volume of the final report represents the status of validation of the ATHLET-code and the ATHLET-module FLUBOX 2D/3D. The work mainly comprised the contributions to working groups accompanying the experimental programs and the performance of post-test analyses of safety experiments.

Mainly integral experiments like NRU FLHT, PBF SFD, PHEBUS FP, PHEBUS SFD, QUENCH and PARAMETER were the basis for the validation analyses. Besides this single effect tests of the Halden project were also used for the validation of the fuel rod model.

The calculations showed that the models of the thermo-and fluiddynamics all relevant aspects including the influence of non-condensable gases are well simulated using ATHLET-CD.

The new B_4C-oxidation model and the further development in the course of the project led to a good agreement with experimental data (e. g. QUENCH-07, -09, FPT3). The new developed air oxidation model showed comparable results to the experiment (e. g. QUENCH-10).

In the course of the project a revised relocation model concerning the oxidation of the melt, the re-melting of crusts and the formation of blockages was integrated to ATHLET-CD. The simulation of the oxidation of the melt and thus the generation of hydrogen during this process was not possible up to now. The application of this model showed that the fraction of H_2 generated within the melt may reach up to 50% and more of that generated by the oxidation of the intact cladding (e. g. NRU FLT).

An extended fission product release model regarding the absorber materials was built into ATHLET-CD. This model calculates the release of absorber materials as a function of the partial pressure of the absorber vapor. Using this new model one gets closer agreement to measured values, e. g. PBF SFD 1-4.

A new version of the SOPHAEROS model to simulate the transport as well as the settling of fission products and aerosols was integrated into ATHLET-CD. This new model

now calculates chemical compounds, too. The calculations show that the transport and the settling behavior of elements are qualitatively well predicted by the code. Because of the lack of experimental data concerning the chemical compounds a direct comparison to the calculations was not possible. But in these cases too, the calculations led to reasonable and plausible results (e. g. PHEBUS).

The results of post test calculations to validate the ATHLET-CD fuel rod model show that the fuel rod behavior could be calculated in good agreement with preliminary experimental data (e. g. Halden).

Resulting from the validation analyses the essential strengths and weaknesses of the mentioned models were identified. The close contact to the code developers assures that the code weaknesses, realized in the validation project RS1155, are considered in the further code improvement and development.

Inhaltsverzeichnis

1 Zielsetzung des Vorhabens RS 1155 1

2 Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Ereignissen mit schweren Kernschäden 4

2.1 QUENCH 5

2.2 PHEBUS SFD 9

2.3 PBF SFD 11

2.4 PHEBUS FP 12

2.5 NRU FLHT 16

2.6 Halden IFA650 17

2.7 PARAMETER 19

2.8 Fortschreibung der ATHLET-CD-Validierungsmatrix 20

2.9 SARNET 22

3 Entwicklungsstand des Rechenprogramms ATHLET-CD 27

4 Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD 30

4.1 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-07 31

4.1.1 Nodalisierung der QUENCH–Teststrecke 32

4.1.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen 33

4.1.3 Ergebnisse der Nachrechnung 34

4.1.4 Zusammenfassende Diskussion 37

4.2 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-09 38

4.2.1 Nodalisierung der QUENCH – Teststrecke 39

4.2.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen 39

4.2.3 Ergebnisse der Nachrechnung 40

4.2.4 Zusammenfassende Diskussion 44

4.3 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-08 45

4.3.1 Versuchsablauf 45

4.3.2 ATHLET-CD Eingabe 47

4.3.3 Ergebnisse der Nachrechnung 48
4.3.4 Zusammenfassende Diskussion 50
4.4 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD C3+ 52
4.4.1 Nodalisierungsschema der PHEBUS SFD–Teststrecke 52
4.4.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen 54
4.4.3 Ergebnisse der Nachrechnung 55
4.4.4 Zusammenfassende Diskussion 59
4.5 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+ 61
4.5.1 Nodalisierung der PHEBUS SFD – Teststrecke 61
4.5.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen 61
4.5.3 Ergebnisse der Nachrechnung 62
4.5.4 Zusammenfassende Diskussion 66
4.6 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD AIC 68
4.6.1 Nodalisierungsschema der PHEBUS SFD–Teststrecke 68
4.6.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen 69
4.6.3 Ergebnisse der Nachrechnung 70
4.6.4 Zusammenfassende Diskussion 74
4.7 Nachrechnung des Versuchs PBF SFD 1-4 76
4.7.1 Nodalisierungsmodell der PBF SFD–Teststrecke 77
4.7.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen 78
4.7.3 Ergebnisse der Nachrechnung 80
4.7.4 Zusammenfassende Diskussion 84
4.8 Nachrechnung des Versuchs NRU FLHT-5 86
4.8.1 Nodalisierungsmodell der NRU-FLHT Teststrecke 86
4.8.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen 88
4.8.3 Ergebnisse der Nachrechnung 90
4.8.4 Vergleich der Ergebnisse bei unterschiedlicher Modellierung des Einzelstabs ROD3B 96
4.8.5 Zusammenfassende Diskussion 103
4.9 Nachrechnung des Versuchs NRU FLHT-2 106
4.9.1 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen 107
4.9.2 Ergebnisse der Nachrechnung 109

4.9.3 Variationsrechnungen 116
4.9.4 Zusammenfassende Diskussion 119
4.10 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT2..... 121
4.10.1 Nodalisierungsmodell der PHEBUS FPT Teststrecke..... 122
4.10.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen..... 123
4.10.3 Ergebnisse der Nachrechnung..... 127
4.10.4 Zusammenfassende Diskussion 138
4.11 Nachrechnung der Halden-Experimente IFA659 Test 2 und 3 139
4.11.1 Versuchsablauf der LOCA-Experimente 2 und 3 140
4.11.2 Brennstabmodell in ATHLET-CD 142
4.11.3 Nodalisierungsmodell der Versuchseinrichtung 144
4.11.4 Versuchsnachrechnungen IFA-650.2 und IFA-650.3 146
4.11.5 Schlussfolgerungen..... 154
4.12 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-10 155
4.12.1 Modellierung der Luftoxidation 155
4.12.2 Nodalisierungsmodell der QUENCH-Versuchsanordnung..... 155
4.12.3 Versuchsablauf 156
4.12.4 Anfangs- und Randbedingungen 158
4.12.5 Ergebnisse der Nachrechnung..... 160
4.12.6 Zusammenfassung und Bewertung 165
4.13 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT3..... 166
4.13.1 Nodalisierungsmodell der FPT3 Teststrecke 167
4.13.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen..... 167
4.13.3 Ergebnisse der Nachrechnung..... 169
4.13.4 Zusammenfassung..... 178
4.14 Vorausrechnung des Benchmark Experiments PARAMETER-SF1..... 179
4.14.1 Der geplante Versuchsablauf..... 179
4.14.2 Nodalisierungsmodell der Teststrecke 180
4.14.3 Anfangs- und Randbedingungen bei der Rechnung 181
4.14.4 Ergebnisse der Vorausrechnung..... 182
4.14.5 Variationsrechnungen 185
4.14.6 Zusammenfassende Bemerkungen 187

4.15 Rechnung zum SARNET Benchmark-Versuch QUENCH-11 188
4.15.1 Neue Einbauten in der QUENCH-Teststrecke 188
4.15.2 Nodalisierungsmodell der QUENCH-Teststrecke 189
4.15.3 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen..... 189
4.15.4 Ergebnisse der Nachrechnung..... 191
4.15.5 Zusammenfassung..... 195
4.16 Nachrechnungen im Rahmen der externen ATHLET-CD Validierung 195
4.16.1 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-2 196
4.16.2 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-4 197
4.16.3 Nachrechnung des Versuchs LOFT-FP-2..... 199
4.16.4 Nachrechnung des Unfalls an der Reaktoranlage TMI-2 201
4.16.5 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-03 203
4.16.6 Nachrechnung der Referenzversuche QUENCH-07 und QUENCH-08 .. 206

5 Zusammenfassung und Bewertung 210

6 Literatur..... 218

7 Tabellen..... 232

8 Abbildungen 263

9 Verteiler..... 451

Tabellenverzeichnis

Tab. 2-1: Versuchsprogramme zur Simulation der Kernzerstörung im RDB ... 233

Tab. 2.1-1: QUENCH - Versuchsmatrix ... 234

Tab. 2.2-1: PHEBUS SFD - Versuchsmatrix ... 235

Tab. 2.3-1: PBF SFD - Versuchsmatrix ... 236

Tab. 2.4-1: PHEBUS FP - Versuchsmatrix ... 237

Tab. 2.6-1: Halden: Abmessungen und Materialdaten der IFA-650 Versuchseinrichtung ... 238

Tab. 2.7-1: PARAMETER-SF1: Daten der Testanlage /YUD 06/ ... 239

Tab. 2.8-1: ATHLET-CD Validierungsmatrix ... 240

Tab. 2.9-1: Beschreibung von Versuchsprogrammen, die in SARNET eingebunden sind. ... 242

Tab. 4.1-1: QUENCH-07: Versuchsablauf ... 244

Tab. 4.2-1: QUENCH-09: Versuchsablauf ... 245

Tab. 4.3-1: QUENCH-08: Versuchsablauf ... 246

Tab. 4.4-1: PHEBUS SFD C3+: experimenteller Versuchsablauf ... 247

Tab. 4.5-1: PHEBUS SFD B9+: experimenteller Versuchsablauf ... 248

Tab. 4.5-2: PHEBUS SFD B9+: Abschätzungen der experimentellen Unsicherheiten ... 248

Tab. 4.7-1: PBF SFD 1-4: Freisetzungsanteile (in %) von Spaltprodukten und Absorbermaterialien für den Versuch ... 249

Tab. 4.7-2: PBF SFD 1-4: Überprüfung der Portierbarkeit der ATHLET-CD Version 1.1L ... 249

Tab. 4.8-1: NRU FLHT-5: experimenteller Versuchsablauf ... 250

Tab. 4.9-1: NRU FLHT-2: experimenteller Versuchsablauf ... 251

Tab. 4.10-1: FPT2: Versuchsablauf ... 252

Tab. 4.10-2: FPT2: Freigesetzte Massenanteile für ausgewählte Elemente (Brennstäbe) ... 252

Tab. 4.10-3: FPT2: Freisetzung der übrigen in ATHLET-CD berücksichtigten Elemente (Brennstäbe, Absorber) ... 253

Tab. 4.10-4: FPT2: In FIPREM berücksichtigte Elemente und ihre Reaktionsprodukte ... 253

Tab. 4.11-1: Halden: Ablauf der Versuche IFA-650 2 und 3 ... 254

Tab. 4.11-2: Halden: Koeffizienten zur Berechnung der Kriechgeschwindigkeit ... 254

Tab. 4.11-3: Halden: Berechnung des Schubmoduls in ATHLET-CD ... 255

Tab. 4.11-4: Halden: Eingabedaten für das Brennstabmodell ... 255

Tab. 4.11-5: Halden: Comparison of test data and calculation results for Halden LOCA tests IFA650.2 and IFA650.3 ... 256

Tab. 4.12-1: QUENCH-10: Versuchsablauf ... 257

Tab. 4.12-2: QUENCH-10: Anfangs- und Randbedingungen 258
Tab. 4.13-1: FPT3: Versuchsablauf ATHLET-CD 259
Tab. 4.13-2: FPT3: Freigesetzte Massenanteile für ausgewählte Elemente 259
Tab. 4.14-1: PARAMETER-SF1: Geplanter Versuchsablauf /YUD 06/ 260
Tab. 4.15-1: QUENCH-11: Versuchsablauf /STA 06/ 261
Tab. 4.15-2: QUENCH-11: Ausgewählte ATHLET-CD Eingabedaten 262

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1-1: QUENCH: Versuchsanlage - Prinzipplan 263

Abb. 2.1-2: QUENCH: Versuchsanlage – Testsektion 263

Abb. 2.1-3: QUENCH: Brennstabsimulatoren und B_4C-Absorberstab 264

Abb. 2.1-4: QUENCH: Querschnitt des Testbündels 265

Abb. 2.1-5: QUENCH: Versuchsablauf 265

Abb. 2.2-1: PHEBUS SFD: Schema der Versuchsanlage mit Längsschnitt der Teststrecke 266

Abb. 2.2-2: PHEBUS SFD: Quer- und Längsschnitt des Testbündels 267

Abb. 2.3-1: PBF-SFD: Längs- und Querschnitt des Testbündels 268

Abb. 2.4-1: PHEBUS FP: Schema der Versuchsanlage 269

Abb. 2.4-2: PHEBUS FP: Längs- und Querschnitt des Brennstabbündels 270

Abb. 2.4-3: PHEBUS FP: Tomographische Längsschnitte und Massenverteilung zu Versuchende von FPT0, FPT1 und FPT2 271

Abb. 2.5-1: FLHT: Schematische Darstellung der Teststrecke 272

Abb. 2.5-2: FLHT: Querschnitt des Brennstabbündels mit dem Shroud 272

Abb. 2.6-1: Halden: Vereinfachte Systemdarstellung des HBWR 273

Abb. 2.6-2: Halden: Anordnung der Brennelemente 273

Abb. 2.6-3: Halden: Längsschnitt der Versuchskapsel für Test IFA-650.2 274

Abb. 2.6-4: Halden: Querschnitt der Versuchskapsel für Test IFA-650.2 275

Abb. 2.6-5: Halden: Schematische Darstellung der Versuchseinrichtung 275

Abb. 2.6-6: Halden: Isometrie der Kühlmittelleitungen und der Abblaseleitung .. 276

Abb. 2.7-1: SF1: General view of the test section /YUD 06/ 277

Abb. 2.7-2: SF1: Central part of the PARAMETER facility /YUD 06/ 278

Abb. 2.7-3: SF1: Details of the top of the bundle /YUD 06a/ 278

Abb. 2.7-4: SF1: Cross section area of the test bundle /YUD 06/ 279

Abb. 2.7-5: SF1: Fuel rod simulators: heated and unheated rod /YUD 06/ 279

Abb. 4.1-1: QUENCH-07: Nodalisierung der QUENCH-Teststrecke 280

Abb. 4.1-2: QUENCH-07: Bündelleistung und Dampfeinspeisung 280

Abb. 4.1-3: QUENCH-07: Temperatur des Absorberstabs bei 750/850/950 mm, Eckstab (A) 281

Abb. 4.1-4: QUENCH-07: Temperatur bei 950 mm 281

Abb. 4.1-5: QUENCH-07: H_2 – Erzeugungsrate 282

Abb. 4.1-6: QUENCH-07: H_2 – Erzeugung 282

Abb. 4.1-7: QUENCH-07: B_4C Oxidation, Erzeugungsraten 283

Abb. 4.1-8: QUENCH-07: B_4C Oxidation, erzeugte Gasmassen 283

Abb. 4.1-9: QUENCH-07: Massen met. und keramischer Schmelze 284

Abb. 4.1-10: QUENCH-07: Brennstab – Innendruck, Druck im Spalt vom Shroud 285
Abb. 4.1-11: QUENCH-07: Energiebilanz 285
Abb. 4.2-1: QUENCH-09: Bündelleistung 286
Abb. 4.2-2: QUENCH-09: Temp. des Absorberstabs: ref. case – low oxid 287
Abb. 4.2-3: QUENCH-09: Temperaturverläufe im mittleren Bereich des Bündels bei 450 mm, 650 mm („RC case“) 288
Abb. 4.2-4: QUENCH-09: Temperaturverläufe im oberen Bereich des Bündels bei 950 mm („RC case“) 288
Abb. 4.2-5: QUENCH-09: Druckverläufe („RC case“) 289
Abb. 4.2-6: QUENCH-09: H_2- Erzeugungsrate und integral erzeugte Masse („RC case“) 290
Abb. 4.2-7: QUENCH-09: Reaktionsprodukte der B_4C- Oxidation, Raten und integral erzeugte Massen („RC case“) 291
Abb. 4.3-1: QUENCH-08: Bündelleistung 292
Abb. 4.3-2: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 350 mm ... 292
Abb. 4.3-3: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 550 mm ... 293
Abb. 4.3-4: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 950 mm ... 293
Abb. 4.3-5: QUENCH-08: Axiales Temperaturprofil im Stab nach 3245 s (Beginn der Transiente) 294
Abb. 4.3-6: QUENCH-08: Axiales Temperaturprofil im Shroud nach 3245 s (Beginn der Transiente) 294
Abb. 4.3-7: QUENCH-08: Vergleich der H_2-Erzeugungsraten 295
Abb. 4.3-8: QUENCH-08: Vergleich der integralen H_2-Erzeugung 295
Abb. 4.3-9: QUENCH-08: Zeitliche Entwicklung der Oxidschichtdicken am Heizstab (Rod 2) 296
Abb. 4.3-10: QUENCH-08: Örtliche Verteilung des nicht oxidierten Zirkons 296
Abb. 4.3-11: QUENCH-08: Massen von metallischer / keramischer Schmelze und Kruste 297
Abb. 4.3-12: QUENCH-08: Örtliche Verteilung der relativen Massen 297
Abb. 4.4-1: PHEBUS SFD C3+: ATHLET-CD-Nodalisierungsschema der Teststrecke 298
Abb. 4.4-2: PHEBUS SFD C3+: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs 299
Abb. 4.4-3: PHEBUS SFD C3+: Temperaturverläufe in der Ebene 100 mm 300
Abb. 4.4-4: PHEBUS SFD C3+: Temperaturverläufe in der Ebene 600 mm 301
Abb. 4.4-5: PHEBUS SFD C3+: H_2 – Erzeugungsrate und erzeugte Masse 302
Abb. 4.4-6: PHEBUS SFD C3+: Massen metallischer / keramischer Schmelze / Kruste der Brennstäbe 303
Abb. 4.4-7: PHEBUS SFD C3+: Energiebilanz des Bündels 303

Abb. 4.5-1: PHEBUS SFD B9+: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs 304
Abb. 4.5-2: PHEBUS SFD B9+: Temperaturverläufe in der Ebene 200 mm 305
Abb. 4.5-3: PHEBUS SFD B9+: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm 306
Abb. 4.5-4: PHEBUS SFD B9+: H2- Erzeugungsrate und erzeugte Masse 307
Abb. 4.5-5: PHEBUS SFD B9+: Oxidschichtdicken der Brennstäbe und des Liners 308
Abb. 4.5-6: PHEBUS SFD B9+: Porosität und Blockadebildung 309
Abb. 4.5-7: PHEBUS SFD B9+:Massen metallischer und keramischer Schmelze / Kruste der Brennstäbe 309
Abb. 4.6-1: PHEBUS SFD AIC: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs 310
Abb. 4.6-2: PHEBUS SFD AIC: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm (1. Rechnung) 311
Abb. 4.6-3: PHEBUS SFD AIC: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm (2. Rechnung) 312
Abb. 4.6-4: PHEBUS SFD AIC: Oxidschichtdicken im Testbündel (2. Rechnung) 313
Abb. 4.6-5: PHEBUS SFD AIC: H2- Erzeugungsrate und erzeugte Masse (2. Rechnung) 314
Abb. 4.6-6: PHEBUS SFD AIC: Massen Schmelze / Kruste des Steuerstabs (2. Rechnung) 315
Abb. 4.6-7: PHEBUS SFD AIC: Energiebilanz des Bündels (2. Rechnung) 315
Abb. 4.7-1: PBF SFD 1-4: ATHLET-CD Nodalisierung 316
Abb. 4.7-2: PBF SFD 1-4: Nukleare Bündelleistung 316
Abb. 4.7-3: PBF SFD 1-4: Brennstofftemperaturen in der Höhe von 0,39 m 317
Abb. 4.7-4: PBF SFD 1-4: Axiale Profile der Hüllrohrtemperaturen 317
Abb. 4.7-5: PBF SFD 1-4: Steuerstab-Führungsrohrtemperaturen 318
Abb. 4.7-6: PBF SFD 1-4: Temperaturverläufe des Dampfs, des Hüllrohrs und der Bündelumfassung in der Höhe von 0,5 m 318
Abb. 4.7-7: PBF SFD 1-4: Erzeugte Wasserstoffmasse 319
Abb. 4.7-8: PBF SFD 1-4: Oxidschicht – Brennstab in der mittleren Zone (Stab 3B) 319
Abb. 4.7-9: PBF SFD 1-4: Axiale Massenverteilung am Ende des Versuchs 320
Abb. 4.7-10: PBF SFD 1-4: Freisetzungsanteile von Absorbermaterialien 321
Abb. 4.7-11: PBF SFD 1-4: Normierte Freisetzungsraten von Edelgasen 321
Abb. 4.8-1: FLHT-5: Nodalisierung der Teststrecke 322
Abb. 4.8-2: FLHT-5: Anfangs- und Randbedingungen 323
Abb. 4.8-3: FLHT-5: Temperaturverläufe im Bündel 324
Abb. 4.8-4: FLHT-5: Temperaturverläufe im Shroud 325
Abb. 4.8-5: FLHT-5: Oxid- Schichtdicken 326

Abb. 4.8-6: FLHT-5: rel. Massenverteilung der Brennstäbe 326
Abb. 4.8-7: FLHT-5: Porosität, Fluidvolumen / Gesamtvolumen einer Zone 327
Abb. 4.8-8: FLHT-5: Massen met. / keramischer Schmelzen / Krusten 327
Abb. 4.8-9: FLHT-5: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte H_2-Masse 328
Abb. 4.8-10: FLHT-5: Ein- und Ausströmraten 329
Abb. 4.8-11: FLHT-5: H_2 – Partialdruck 329
Abb. 4.8-12: FLHT-5: Verlauf des kollabierten Wasserspiegels 329
Abb. 4.8-13: FLHT-5: Energiebilanz 330
Abb. 4.8-14: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 1,41 m 331
Abb. 4.8-15: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 2,44 m 332
Abb. 4.8-16: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 3,04 m 333
Abb. 4.8-17: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 1,42 m 334
Abb. 4.8-18: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 2,44 m 335
Abb. 4.8-19: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 3,05 m 336
Abb. 4.8-20: FLHT-5: Metallische Zr-Schichten 337
Abb. 4.8-21: FLHT-5: Dicke der Oxidschichten 338
Abb. 4.8-22: FLHT-5: H_2-Erzeugungsraten und –massen 339
Abb. 4.8-23: FLHT-5: rel. Massenverteilung und Porosität 340
Abb. 4.9-1: FLHT-2: Anfangs- und Randbedingungen 341
Abb. 4.9-2: FLHT-2: kollabierter Gemischspiegel 342
Abb. 4.9-3: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 1,52 m 342
Abb. 4.9-4: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 2,34 m 343
Abb. 4.9-5: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 2,54 m 343
Abb. 4.9-6: FLHT-2: Hüllrohrtemp. in den Ebenen 1,52 – 3,18 m 344
Abb. 4.9-7: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil 344
Abb. 4.9-8: FLHT-2: Hüllrohr- und Linertemperaturen bei 1,83 m 345
Abb. 4.9-9: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 1,83 m 345
Abb. 4.9-10: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 2,44 m 346
Abb. 4.9-11: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse 347
Abb. 4.9-12: FLHT-2: rel. Massenverteilung und Porosität 348
Abb. 4.9-13: FLHT-2: Massen met. Schmelze und Kruste 349
Abb. 4.9-14: FLHT-2: Energiebilanz 349
Abb. 4.9-15: FLHT-2: ROD1 Hüllrohrtemp. in Ebenen 1,52 - 3,18 m (Var. 1) 350
Abb. 4.9-16: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil (Var. 1) 350
Abb. 4.9-17: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse (Var. 1) 351
Abb. 4.9-18: FLHT-2: Hüllrohrtemp. in den Ebenen 1,52 – 3,18 m (Var. 2) 352
Abb. 4.9-19: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil (Var. 2) 352

Abb. 4.9-20: FLHT-2: Hüllrohr- und Linertemperatur bei 1,83 m (Var. 2) 353
Abb. 4.9-21: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 1,83 m (Var. 2) ... 353
Abb. 4.9-22: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse (Var. 2) 354
Abb. 4.10-1: FPT2: Nodalisation der Teststrecke 355
Abb. 4.10-2: FPT2: Nodalisation des Bündelbereichs 355
Abb. 4.10-3: FPT2: Anfangs- und Randbedingungen 356
Abb. 4.10-4: FPT2: Temperaturverläufe in 300 mm und 600 mm Höhe 357
Abb. 4.10-5: FPT2: Massenströme am Bündelaustritt und H_2-Erzeugung 358
Abb. 4.10-6: FPT2: Schmelz- und Krustenmassen 359
Abb. 4.10-7: FPT2: Porosität 360
Abb. 4.10-8: FPT2: Leistungsbilanz des Bündels 360
Abb. 4.10-9: FPT2: Temperaturverläufe im Plenum 361
Abb. 4.10-10: FPT2: Temperaturverläufe in der heißen Leitung (1) 362
Abb. 4.10-11: FPT2: Temperaturverläufe in der heißen Leitung (2) 363
Abb. 4.10-12: FPT2: Temperaturverläufe im Dampferzeuger 364
Abb. 4.10-13: FPT2: Temperaturverläufe in der kalten Leitung 365
Abb. 4.10-14: FPT2: Freisetzung von Xe, Kr, I, Cs 366
Abb. 4.10-15: FPT2: Freisetzung von Mo, Ru, Sb, Te 367
Abb. 4.10-16: FPT2: Freisetzung von Sr, Ba, U, Zr 368
Abb. 4.10-17: FPT2: Freisetzung von Absorber- und Strukturmaterial (AIC, Sn) ... 369
Abb. 4.10-18: FPT2: Integrale Ablagerungen einiger Elemente 370
Abb. 4.10-19: FPT2: Aerosole und kondensierte Jod-Verbindungen 371
Abb. 4.10-20: FPT2: Lokale Ablagerungen von CsI im System 372
Abb. 4.10-21: FPT2: Lokale Ablagerungen von Ba im System 373
Abb. 4.10-22: FPT2: Lokale Ablagerungen von BaI_2 im System 374
Abb. 4.11-1: Halden: Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Hüllrohrtemperatur 375
Abb. 4.11-2: Halden: Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Vergleichsspannung 376
Abb. 4.11-3: Halden: Nodalisierung der Versuchseinrichtung für Test IFA-650.3 377
Abb. 4.11-4: Halden: Nodalisierung der Versuchskapsel für Test IFA-650.3 377
Abb. 4.11-5: Halden: Randbedingungen für Test IFA-650.2 378
Abb. 4.11-6: Halden: Axiale Verteilung der Brennstableistung, Test IFA-650.2 378
Abb. 4.11-7: Halden: Druckverlauf während Blowdown, Test IFA-650.2 379
Abb. 4.11-8: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.2 379
Abb. 4.11-9: Halden: Heizertemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.2 ... 380

Abb. 4.11-10: Halden: Heizertemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.2 380
Abb. 4.11-11: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.2 381
Abb. 4.11-12: Halden: Brennstabinnendruck und Hüllrohrspannung, Test IFA-650.2 381
Abb. 4.11-13: Halden: Relative Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.2 382
Abb. 4.11-14: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.2 382
Abb. 4.11-15: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Test IFA-650.2 383
Abb. 4.11-16: Halden: Heizertemperaturen während Test IFA-650.2 383
Abb. 4.11-17: Halden: Kühlmitteltemperaturen während Test IFA-650.2 384
Abb. 4.11-18: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.2 .. 384
Abb. 4.11-19: Halden: Randbedingungen für Test IFA-650.3 385
Abb. 4.11-20: Halden: Axiale Verteilung der Brennstableistung, Test IFA-650.3 385
Abb. 4.11-21: Halden: Druckverlauf während Blowdown, Test IFA-650.3 386
Abb. 4.11-22: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.3 386
Abb. 4.11-23: Halden: Heizertemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.3 ... 387
Abb. 4.11-24: Halden: Heizertemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.3 387
Abb. 4.11-25: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.3 388
Abb. 4.11-26: Halden: Brennstabinnendruck und Hüllrohrspannung, Test IFA-650.3 388
Abb. 4.11-27: Halden: Relative Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.3 389
Abb. 4.11-28: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.3 389
Abb. 4.11-29: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Test IFA-650. 390
Abb. 4.11-30: Halden: Heizertemperaturen während Test IFA-650.3 390
Abb. 4.11-31: Halden: Kühlmitteltemperaturen während Test IFA-650.3 391
Abb. 4.11-32: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.3 .. 391
Abb. 4.11-33: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.3 .. 392
Abb. 4.11-34: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, EBUNP = 100 % ... 392
Abb. 4.12-1: QUENCH-10: Nodalisierung für ATHLET-CD 393
Abb. 4.12-2: QUENCH-10: Bündelleistung und Eckstabtemperatur 394
Abb. 4.12-3: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 250 mm Höhe 395
Abb. 4.12-4: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 450 mm Höhe 396
Abb. 4.12-5: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 650/750 mm Höhe 397
Abb. 4.12-6: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 850 mm Höhe 398
Abb. 4.12-7: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 950 mm Höhe 399

Abb. 4.12-8: QUENCH-10: Axiales Temperaturprofil vor dem Quenchen 400
Abb. 4.12-9: QUENCH-10: H_2-Erzeugungsrate und integrale H_2-Erzeugung 401
Abb. 4.12-10: QUENCH-10: Vergleich der Sauerstoffrate am Bündelausgang 402
Abb. 4.12-11: QUENCH-10: Verfügbarkeit von O_2: Reduktionsfaktor g(pO2)..... 402
Abb. 4.12-12: QUENCH-10: Axiales Profil der Oxidschichtdicke vor dem Quenchen 403
Abb. 4.12-13: QUENCH-10: durch Oxidation erzeugte chemische Leistung 403
Abb. 4.13-1: FPT3: Anfangs- und Randbedingungen 404
Abb. 4.13-2: FPT3: Temperaturverläufe in Testbündel (-82 – 150 mm) 405
Abb. 4.13-3: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (200 – 350 mm)..... 406
Abb. 4.13-4: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (400 -550 mm) 407
Abb. 4.13-5: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (600 – 800 mm)..... 408
Abb. 4.13-6: FPT3: axiale Temperaturverteilung (Führungs-, Hüllrohr, Bündelumfassung), Leitungsverteilung..... 409
Abb. 4.13-7: FPT3: H_2-Erzeugung; Oxidation von Zr und B_4C 410
Abb. 4.13-8: FPT3: Oxidationsschicht der Hüllrohre; Massen Schmelze / Kruste 411
Abb. 4.13-9: FPT3: Wärmequellen je Stab und Längeneinheit 412
Abb. 4.13-10: FPT3: Massenverteilung; Porosität..... 413
Abb. 4.13-11: FPT3: Energiebilanz des Bündels 414
Abb. 4.13-12: FPT3: Freisetzungen aus dem Bündel 415
Abb. 4.13-13: FPT3: axiale Verteilung ausgewählter Elemente Cs, Ba, Mo; Massenverteilung der Brennstäbe 416
Abb. 4.13-14: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+1 – level 26+4) 417
Abb. 4.13-15: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+5 – level 26+10) ... 418
Abb. 4.13-16: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+11 – level 26+16) 419
Abb. 4.13-17: FPT3: Rg2: Temperaturverläufe im Testbündel (-82 – 150 mm)..... 420
Abb. 4.13-18: FPT3: Rg2: axiale Temperatur- und Leistungsverteilung 421
Abb. 4.13-19: FPT3: Rg3: axiale Temperatur- und Leistungsverteilung 422
Abb. 4.13-20: FPT3: Rg2: H_2 Erzeugung; Oxidation von Zr und B_4C..... 423
Abb. 4.13-21: FPT3: Rg2: Oxidationsschicht der Hüllrohre; Massen Schmelze / Kruste 424
Abb. 4.13-22: FPT3: Rg2: Wärmequellen je Stab und Längeneinheit 425
Abb. 4.13-23: FPT3: Rg2: Massenverteilung; Porosität 426
Abb. 4.14-1: SF1: Anfangs- und Randbedingungen /YUD 06/..... 427
Abb. 4.14-2: SF1: Nodalisierungsschema der Teststrecke 428
Abb. 4.14-3: SF1: Anfangs- und Randbedingungen für ATHLET-CD 429
Abb. 4.14-4: SF1: Temperaturverläufe der Hüllrohre und in der Umfassung..... 430

Abb. 4.14-5: SF1: Maximale Temperatur, Oxidschichtdicke und H_2-Erzeugung ... 431
Abb. 4.14-6: SF1: Verlauf der Quenchfront, des kollabierten Wasserspiegels, ein- und ausfließende Massenströme ... 432
Abb. 4.14-7: SF1: Massen geschmolzenen und nicht geschmolzenen Materials, Porosität ... 433
Abb. 4.14-8: SF1: Nodalisationsschema mit geändertem Oberen Bereich ... 434
Abb. 4.14-9: SF1: Anfangs- und Randbedingungen (run2) ... 435
Abb. 4.14-10: SF1: Temperaturverläufe der Hüllrohre und der Umfassung (run2) ... 436
Abb. 4.14-11: SF1: Oxidschichtdicke, und H_2 Erzeugung (run2) ... 437
Abb. 4.14-12: SF1: Verlauf der Quenchfront, kollabierter Wasserspiegel, und Massenbilanz (run2) ... 438
Abb. 4.14-13: SF1: Geschmolzene / nicht geschmolzene Massen, Porosität (run2) ... 439
Abb. 4.14-14: SF1: ZrO_2-Schichtdicke und H_2-Erzeugung (run3) ... 440
Abb. 4.14-15: SF1: Verlauf der Quenchfront, kollabierter Wasserspiegel, Massenbilanz (run3) ... 441
Abb. 4.15-1: QUENCH-11: Teststrecke mit neuen Heiz- und Wassersystemen ... 442
Abb. 4.15-2: QUENCH-11: Nodalisierungsmodell der Quench Teststrecke ... 443
Abb. 4.15-3: QUENCH-11: Zusätzliches Heizmodell, Temperaturverläufe im unteren Plenum, Füllstandsverlauf ... 444
Abb. 4.15-4: QUENCH-11: Hüllrohrtemperaturen im unteren und mittleren Bereich ... 445
Abb. 4.15-5: QUENCH-11: Hüllrohrtemperaturen im oberen Bereich, Druck im Brennstabspalt ... 446
Abb. 4.15-6: QUENCH-11: H_2-Erzeugung ... 447
Abb. 4.15-7: QUENCH-11: Oxidationsschicht und Verteilung der Schmelze ... 448
Abb. 4.15-8: QUENCH-11: Masse des metallischen und erstarrten Zr - Materials ... 449
Abb. 4.15-9: QUENCH-11: Energiebilanz ... 449

Abkürzungsverzeichnis

AIC	Ag, In, Cd (Absorbermaterial)
ASTEC	Accident Source Term Evaluation Code
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik für Lecks und Transienten
ATHLET-CD	ATHLET für Unfälle mit Kernzerstörung (Core Degradation)
BE	Brennelement
BIC	Bundle Interpretation Circle
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
BS	Brennstab
CD	Core Damage
CEA	Commissariat à l'Energie Atomique
CRNL	Chalk River Nuclear Laboratories
CSD	Cœur Sévèrement Dégradé
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
DWR	Druckwasserreaktor
EC	European Community
EBUNP	Berstdehnung
FCI	Fuel Coolant Interaction
ECM	Effluent Control Module
FP	Fission Product
FLHT	Full-Length High-Temperature (Experiment)
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
HBU	High Burn Up
HBWR	Halden Boiling Heavy Water Reactor
HCO	Heat Conduction Object
HECU	Modul für Wärmeleitung und Wärmeübertragung
IFE	Institutt for energiteknikk (Norwegen)
IKE	Institut für Kernenergetik und Energiesysteme
INEL	Idaho National Engineering Laboratory
INRNE	Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy, Sofia, Bulgaria
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire
ISP	Internationales Standard Problem
LEE	Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft (RUB)
LOCA	Loss of Coolant Accident, Kühlmittelverluststörfall
LWR	Leichtwasserreaktor

MOX	Mixed Oxide (Brennstoffzusammensetzung)
NEA	Nuclear Energy Agency
NG	Noble Gas
NRU	National Research Universal Reactor
OECD	Organisation for Economic Cooperation and Development
ORNL	Oak Ridge National Laboratories
PBF	Power Burst Facility
PF	Produit de Fission
PNL	Pacific Northwest Laboratory
PTE	Post Test Examination
RBMK	Graphitmoderierter, wassergekühlter Reaktor (SWR)
RDB	Reaktordruckbehälter
RUB	Ruhr-Universität Bochum
SARNET	Severe Accident Research and management NETwork
SAWG	Scientific Analysis Working Group
SCC	Steam Closure Cave
SFD	Severe Fuel Damage
SG	Steam Generator
SIC	Silber, Indium, Cadmium (Absorbermaterial)
SP	Spaltprodukte
SPND	Self-Powered Neutron Detector
SWR	Siedewasserreaktor
TB	Temperatur des Brennstoffs
TC	Temperatur des Hüllrohrs
TDR	Time-Domain Reflector
TESPA	Temperature and Strain Probabilistic Analysis
TFD	Thermo-Fluid-Dynamic
TFO	Thermo-Fluiddynamic Object
USNRC	US Nuclear Regulatory Commission
VVER	s. WWER
WWER	wassergekühlter und wassermoderierter Energiereaktor
WÜK	Wärmeübergangskoeffizient

1 Zielsetzung des Vorhabens RS 1155

Das abgeschlossene Vorhaben RS 1155 war Teil des Forschungsprogramms Reaktorsicherheit des Bundesministers für Wirtschaft und Technologie (BMWi) in dessen Rahmen experimentelle und analytische Forschungsvorhaben zu Kühlmittelverlust- und Transientenstörfällen bei Leichtwasserreaktoren durchgeführt werden. Das zu untersuchende Störfallspektrum enthält Störfälle im Auslegungsbereich, im auslegungsüberschreitenden Bereich sowie Unfallabläufe mit schweren Kernschäden.

Das Vorhaben RS 1155 stand im engen Zusammenhang mit den zeitlich leicht versetzten Vorhaben RS 1126 und RS 1162 zur Weiterentwicklung des Rechenprogrammsystems ATHLET/AHLET-CD sowie RS 1141 und RS 1161 zur Weiterentwicklung des ATHLET-Moduls FLUBOX 2D/3D.

Das übergeordnete Ziel des Vorhabens RS1155 war die Erhöhung des Standes der Validierung und damit der Aussagesicherheit des Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD.

Die spezielle Zielsetzung der ATHLET-Validierung war, den Validierungsstand von ATHLET im Hinblick auf Störfälle aus dem erweiterten Anwendungsspektrum sowie auf weiterentwickelte und neue Modelle zu erhöhen, d. h.:

- Störfälle bei Nichtleistungsbetrieb mit Stickstoffgas oberhalb des Wasserspiegels (erweitertes Anwendungsspektrum),
- Störfälle mit Deborierungs- und Borvermischungsproblematik im Reaktorkühlsystem (erweitertes Anwendungsspektrum),
- das Thermofluiddynamik-Modell auf der Basis von 6 Grundgleichungen (6-Gleichungsmodel) und weitere damit verbundene Modelle (Zwischenphasenreibung in normalen Strömungskanälen und im Ringraum, Dampfkondensation im unterkühlten Wasser in Abhängigkeit von der Strömungsform, Kondensation am Kaltwasser-Einspeisestrahl in Abhängigkeit von der Einspeisegeometrie, Impulseintrag durch Kaltwasser-Einspeisestrahl, Strömungsverteilung bei Hutzeneinspeisung, Dampfkondensation in vertikalen Dampferzeuger-Rohren bei “Reflux Condenser“-Betrieb u. a.),
- Modelle zur Berücksichtigung des Einflusses nichtkondensierender Gase auf Strömung und Wärmeübergang,
- bisher noch nicht validiertes Bortransportmodell,

- 3D-Modelle im neuen ATHLET-Modul FLUBOX 2D/3D zur Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge.

Zur Validierung des Rechenprogramms ATHLET wurden im Vorhaben RS1155 Integralexperimente aus dem Vorhaben PKL III E und ein Einzeleffektversuch aus dem Vorhaben UPTF nachgerechnet und zur Validierung des ATHLET-Moduls FLUBOX 2D/3D Einzeleffektversuche aus dem Vorhaben UPTF-TRAM.

Die spezielle Zielsetzung der ATHLET-CD Validierung war, den Validierungsstand von ATHLET-CD im Hinblick auf Störfälle aus dem erweiterten Anwendungsspektrum sowie auf weiterentwickelte und neue Modelle zu erhöhen, d. h.:

- Simulation der Unfallabläufe bei DWR und WWER von der frühen bis zur späten Phase der Kernzerstörung (erweitertes Anwendungsspektrum),
- verbesserte Modelle zur Simulation des Temperaturverhaltens, der Oxidation und Wasserstofferzeugung sowie der Bildung von metallischer und keramischer Brennstabschmelze,
- verbesserte Modelle zur Schmelzeverlagerung bis in den unteren Kernbereich mit Erstarren der Schmelze und Bildung von Strömungsblockaden,
- verbesserte Modelle zur Simulation der Freisetzung, des Transports und der Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen,
- neue Modelle zur B_4C-Oxidation und B_4C-SS Wechselwirkung (Absorberstab) sowie zur Zr-Oxidation bei Lufteinbruch,
- Simulation der Strömungsvorgänge mit 6-Gleichungsmodell (bisher 5-Gleichungsmodell).

Zur Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD wurden im Rahmen des Vorhabens RS1155 Bündelversuche aus den Versuchsprogrammen NRU FLHT, PBF SFD, PHEBUS FP, PHEBUS SFD, und QUENCH sowie Einzelstabversuche (Einzeleffektversuche) aus den Halden-Experimenten IFA650 nachgerechnet. Ferner wurde noch die erste doppelt-blinde Vorausrechnung zum als Benchmark spezifizierten, russischen Experiment PARAMETER-SF1 durchgeführt. Die vom Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft (LEE) der Ruhr-Universität Bochum im Rahmen anderer Versuchsvorhaben durchgeführten Validierungsrechnungen zu den nuklearen Versuchen PHEBUS-FPT2, FPT4 und LOFT-FP-2, zum Reaktorunfall TMI-2 sowie zu den Versu-

chen QUENCH-03, 07 und 08 mit elektrisch beheiztem Bündel wurden von der GRS fachlich betreut.

Ein weiteres wichtiges Arbeitsziel des Vorhabens RS1155 war die Mitarbeit in den versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen zum “OECD/PKL“- und zum neuen “OECD ROSA Thermal-Hydraulic“-Projekt, zum PKL III E/F-Vorhaben bei Framatome, zum PHEBUS-Versuchsprogramm und zu den QUENCH-Experimenten bei FZK. Weiterhin erfolgte im Rahmen des Arbeitspunkts die Fortschreibung der ATHLET- und ATHLET-CD Validierungsmatrizen und die Mitarbeit in Programme Review Groups der OECD/NEA sowie in Arbeitsgruppen des “EC-SARNET“ (Network of Excellence for a Sustainable Integration of European Research on Severe Accident Phenomenology).

Der überwiegende Teil der durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnisse zur Validierung von ATHLET und des ATHLET-Moduls FLUBOX 2D/3D wurde in den GRS-A-Berichten /GRA 06a, GRA 06b, RIN 04, STE 04, STE 05c, STE 06a, WIE 06/ dokumentiert und zur ATHLET-CD-Validierung in /STE 05a, BAL 06, ERD 05a, ERD 05b, ERD 05c, ERD 05d, ERD 06a, ERD 06b, ERD 06c, ERD 06e, ERD 06f, TRA 05/. Hinzu kommen die Beiträge für internationale Workshops /BUR 03, ERD 04, ERD 06d, STE 03a, STE 05b, STE 06b/.

Der Abschlussbericht zum Vorhaben RS1155 besteht aus zwei Teilberichten. Der Teil 1 des Abschlussberichts enthält im Hinblick auf die Validierung von ATHLET und den ATHLET-Modul FLUBOX 2D/3D eine Zusammenfassung der durchgeführten wesentlichen Arbeiten und erzielten Ergebnisse. Im vorliegenden Teil 2 des Abschlussberichts sind die im Hinblick auf die Validierung von ATHLET-CD durchgeführten wesentlichen Arbeiten und erzielten Ergebnisse zusammengefasst.

2 Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Ereignissen mit schweren Kernschäden

Im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung werden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die zum Ziel haben, Abläufe und Prozesse auslegungsüberschreitender Unfälle mit schweren Kernschäden zu simulieren. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden sowohl zur Entwicklung von Modellen und Rechenprogrammen als auch zu deren Verifikation und Validierung verwendet. Während bei der Modellentwicklung Einzeleffekte im Vordergrund stehen, müssen bei der Entwicklung von Rechenprogrammen, in die diese Modelle implementiert werden, vor allem die Wechselwirkungen zwischen den Einzelmodellen und Synergieeffekte beachtet werden.

Aus dem großen Gebiet der internationalen Forschung werden hier nur Arbeiten zum Kernverhalten im Reaktordruckbehälter (RDB) betrachtet. Die Tabelle 2-1 gibt einen Überblick über Versuche, die die frühen und späten Phasen der Kernzerstörung simulieren. Sie lassen sich nach verschiedenen Gesichtspunkten klassifizieren:

- Der Art der Energiequelle zur Bündelaufheizung: Nachzerfallswärme, Kernspaltung, elektrische Beheizung.
- Der Größe des Versuchsbündels: Anzahl und Länge der Brennstäbe oder Brennstoffmasse.
- Der Konfiguration des Versuchsbündels und Art der eingesetzten Materialien: Druckwasserreaktor (DWR), Siedewasserreaktor (SWR), DWR russischer Bauart (WWER) oder SWR russischer Bauart mit Graphitmoderator (RBMK).
- Der Kondition des Brennstoffs: kein Brennstoff, abgereichert (-), frisch (0), kurz bestrahlt (niedrig) oder mit hohem Abbrand.
- Dem Ausgangszustand des Bündels: intakte Geometrie, Bündel mit Kruste oder Partikelbett.
- Dem Simulationsumfang: Bündel, oberes Plenum, Kühlkreislauf und Sicherheitsbehälter (Containment).
- Dem Prozessumfang: Bündelaufheizung, Bündelzerstörung, Spaltproduktfreisetzung, Spaltprodukttransport, RDB-Versagen.

Von diesen Versuchsprogrammen, die zum Teil schon zehn bis zwanzig Jahre zurückliegen, werden im Folgenden nur die beschrieben, von denen im Projekt Versuche für die Validierung von ATHLET-CD (siehe Kapitel 4) ausgewählt wurden (PHEBUS SFD, PBF SFD, QUENCH, NRU FLHT, PHEBUS FP, Halden, PARAMETER), oder zu denen im Rahmen der Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen beigetragen wurde (QUENCH Workshop, Phébus Spaltprodukt-Projekt - SAWG).

Eine Sonderstellung bei den im Projekt durchgeführten Validierungsrechnungen nehmen die Arbeiten zu den Halden-Einzeleffektexperimenten ein. Ziel dieser Nachrechnungen war die Überprüfung des Brennstabmodells, wobei insbesondere die Rückwirkung der Verformung des Hüllrohrs auf den Wärmeübergang zwischen Brennstab und Hüllrohr untersucht wurde.

2.1 QUENCH

Die QUENCH-Versuche sind eine Fortsetzung der CORA-Versuchserie. Sie werden seit 1997 durchgeführt. Die QUENCH-Versuchsanlage des Forschungszentrums Karlsruhe (FZK) diente ursprünglich der Ermittlung des Wasserstoffquellterms, der bei der Einspeisung von Kühlmittel in einen trockenen Reaktorkern eines Leichtwasserreaktors entsteht. Im Rahmen der Fortschreibung des Versuchsprogramms wurde die Zielsetzung auf das Verhalten von Absorbermaterialien und den Einfluss von Luft-Dampf-Gemischen erweitert.

Die Versuche wurden zunächst in einer Einzelstab-Versuchsanlage (QUENCH Single Rod Rig) durchgeführt /STG 05/. Die Teststrecke besteht aus einer induktiv beheizten Zone, in der ein 10 bis 15 cm langer Hüllrohrabschnitt aus Zirkaloy-4 zunächst aufgeheizt und dann durch Einspeisen von Dampf oder Hochfahren eines mit Wasser gefüllten Zylinders schnell abgekühlt wird. Die Untersuchung konzentriert sich auf das mechanische Verhalten des Hüllrohres bei schneller Abkühlung sowie die Wasserstofferzeugung und -aufnahme im Hüllrohr.

Da die Wärmeverluste des Einzelstabes zu groß waren und deshalb eine Temperatureskalation zu Beginn der Quench-Phase nicht zu beobachten war, wurde die Stabbündelversuchsanlage QUENCH errichtet /HOF 98/. Eine detaillierte Beschreibung dieser Anlage ist u. a. den Unterlagen zum Internationalen Standard Problem (ISP) 45 /HER 01/ zu entnehmen.

Der Prinzipplan der Versuchsanlage ist in Abb. 2.1-1 dargestellt. Abb. 2.1-2 zeigt schematisch den Hauptteil der Versuchsanlage, der für die Nachrechnung von Bedeutung ist. Der überhitzte Dampf wird zusammen mit Argon, das als Trägergas dient, unten in das Testbündel eingespeist. Am oberen Ende werden der bei der Zirkonoxidation nicht verbrauchte Dampf, der bei der Oxidation erzeugte Wasserstoff und Argon über eine mit Wasser gekühlte Leitung abgeführt. Während der Flutphase kann Kühlwasser über eine separate Leitung in den unteren oder oberen Bereich des Testbündels eingeleitet werden. Wird der Flutvorgang vereinfacht durch einen relativ kühlen Dampfmassenstrom mit hoher Geschwindigkeit simuliert, wird der Dampf über dieselbe Leitung wie während der Aufheizphase eingespeist.

Das Testbündel besteht aus 21 Brennstabsimulatoren, von denen 20 über eine Länge von ca. 1,0 m elektrisch beheizt werden (Abb. 2.1-3). Die Hüllrohre der Brennstabsimulatoren entsprechen den Hüllrohren von Leichtwasserreaktoren. Die beheizten Stäbe bestehen aus einem Wolfram-Heizstab und Ring-Pellets aus ZrO_2. Das Füllgas dieser Stäbe besteht aus einem Ar-5%Kr Gemisch. Mit einem Massenspektrometer kann so das Versagen der Hüllrohre festgestellt werden (Kr-Anteil im ausströmenden Massenstrom). An den beiden Enden ist der Heizstab mit Molybdän- bzw. Kupferelektroden versehen, über die Kontakte nach außen zu der elektrischen Versorgungseinheit geführt werden. Außerhalb der Versuchsstrecke ist der untere und obere Elektrodenbereich mit Wasser gekühlt. Die Brennstabsimulatoren werden von fünf Abstandhaltern, von denen der untere aus Inconel, die anderen aus Zircaloy gefertigt sind, an ihren Positionen gehalten.

Der unbeheizte Brennstabsimulator ist mit ZrO_2-Pellets gefüllt und mit eingebetteten Thermoelementen instrumentiert. Bei den Versuchen QUENCH-07 und QUENCH-09 wird statt des unbeheizten Brennstabsimulators ein Absorberstab mit B_4C-Pellets verwendet. Die B_4C-Pellets befinden sich in einem Stahlrohr, das von einem Führungsrohr aus Zirkaloy-4 umgeben ist. Als Füllgas wird He verwendet, um das Versagen des Absorberstabs feststellen zu können (Massenspektrometer). Am unteren und oberen Ende des Führungsrohrs sind Löcher vorgesehen, um stagnierende Zustände um den Absorberstab zu vermeiden.

Abb. 2.1-4 zeigt die Anordnung des Testbündels. Der unbeheizte Stab, ein Brennstabsimulator mit ZrO_2-Pellets oder ein Steuerstab, befindet sich im Zentrum des Versuchsbündels. Um ihn herum sind 20 beheizte Stäbe in zwei Gruppen mit je 8 (innerer Ring) bzw. 12 (äußerer Ring) Stäben angeordnet, wobei jeder Gruppe die gleiche Heizleistung pro Stab zugeordnet ist. An vier Eckpositionen sind zusätzlich Stäbe aus Zirca-

loy angebracht, von denen einer zum Ende der Voroxidationsphase zur Messung der Oxidschichtdicke ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Bündel herausgezogen werden kann. Zusätzlich wird durch diese Anordnung eine starke Ungleichförmigkeit der Strömung vermieden und ein relativ gleichförmiges radiales Temperaturprofil erzielt.

Das Testbündel ist von einem Kühlmittelführungsrohr (Shroud) aus Zircaloy mit einer dicken ZrO_2-Isolierung umgeben. Diese Isolierschicht wiederum wird von einem Kühlrohr umschlossen, durch das Argon als Kühlmittel im Gegenstrom hindurch geleitet wird. Oberhalb des beheizten Bereichs endet diese Isolierung. In dieser oberen Region wird Wasser als Kühlmittel durch das oberhalb der ZrO_2-Isolierung geteilte Kühlrohr im Gegenstrom geleitet. Nach dem Zusammenbau wird Argon durch die Isolierung und damit auch in den Raum oberhalb der Isolierung zwischen Shroud und Kühlrohr geblasen, um etwa vorhandene Feuchtigkeit zu entfernen. Vor Versuchsbeginn wird die Zufuhr von Argon abgeschaltet, der freie Raum und die Poren des Isoliermaterials sind dann mit Ar gefüllt.

Die Brennstabsimulatoren und die Bündelumfassung (Shroud + Isolierschicht) sind mit einer Vielzahl von Thermoelementen versehen. Sie sind auf 17 axialen Ebenen von -0,25 m bis 1,35 m in Abständen von 0,10 m angebracht. Auf eine genauere Darstellung der Instrumentierung wird an dieser Stelle verzichtet und auf die o. g. Literatur verwiesen.

Die Versuche können allgemein in mehrere Phasen aufgeteilt werden (Abb. 2.1-5). Die hier aufgeführten Zeiten entsprechen denen des Versuches QUENCH-06 (ISP 45):

- eine Vorwärmphase und eine Phase mit Einspeisung von Helium, um die Verzögerungszeit bis zur Messstelle zu bestimmen,
- eine zweite Vorwärmphase ca. 0 - 950 s,
- eine Voroxidationsphase - 9150 s,
- eine transiente Phase - 9690 s,
- die Quench-Phase ab 9175 s.

Vor der Quench-Phase wurden Argon und Dampf von unten in das Testbündel eingespeist. Die Voroxidationsphase diente dazu, eine Oxidschicht vor der eigentlichen Quench-Phase zu erzeugen. Etwa 6000 s nach Beginn dieser Phase wurde einer der Eckstäbe ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Testbündel gezogen,

um die bis zu diesem Zeitpunkt bereits erzeugte Oxidschichtdicke feststellen zu können. Die Quench-Phase wurde eingeleitet, indem die Argon/Dampf-Zufuhr von unten in das Bündel abgeschaltet und stattdessen Quench-Wasser in das untere Bündel-Plenum eingeleitet wurde. Zugleich erfolgte die Einspeisung von Argon in den oberen Bereich des Bündels. Etwa 30 s später wurde die Leistung im Bündel abgesenkt und die Teststrecke von unten her geflutet.

In Tab. 2.1-1 sind die wesentlichen Versuchsbedingungen für die bisher durchgeführten und die in nächster Zeit geplanten Bündelexperimente zusammenfassend dargestellt.

Bei den Versuchen QUENCH-01, 04, 05 und 06 (ISP 45) war keine Temperatureskalation und keine wesentliche Steigerung der Wasserstofferzeugung mit Beginn des Flutens beobachtet worden. Die Gründe dafür werden noch diskutiert. In den Versuchen 04 und 05 wurde statt Wasser ein Dampfstrom mit hoher Geschwindigkeit in das Bündel eingespeist, der infolge des hohen Wärmeüberganges die Oxidation beendete (Ausblasen einer Flamme). Bei den Versuchen 01 und 06 war wahrscheinlich die Temperatur der Hüllrohre zu Beginn des Flutens zu niedrig, so dass Rissbildung in der schützenden Oxidschicht durch Thermoschock keinen Austritt von Schmelze und damit keine zusätzliche Oxidation bewirkte.

Im Gegensatz dazu war in den Versuchen 02, 03 und 07 eine sehr hohe Steigerung der Oxidation und der Wasserstofferzeugung mit Beginn des Flutens zu beobachten. Im Versuch 02, der ähnlich wie Versuch 03 durchgeführt wurde, versagte die Datenerfassungsanlage, er wird deshalb nicht weiter diskutiert. Die Versuche 07 und 09 wurden wie auch Phébus FPT3 mit einem zentralen Borkarbid-Steuerstab durchgeführt. Beim Versuch 09 waren die Temperaturen zu Beginn des Quenchens noch höher als in den früheren Versuchen. Verstärkt durch eine längere Phase mit sehr geringem Dampfdurchsatz vor dem Quenchen und durch die Reaktionen des Borkarbids mit dem Dampf und den anderen Bündelkomponenten überstieg die Wasserstofferzeugung alle zuvor gemessenen Werte bei weitem. Durch die sehr große Energiefreisetzung war auch die Zerstörung der Versuchsstrecke größer als erwartet.

Im Versuch 10 wurde nach einer längeren Dampfeinspeisungsphase Luft eingespeist, um den Einfluss von Sauerstoff und Stickstoff auf das Hüllrohrverhalten untersuchen zu können. Lufteinbruch ist aufgrund verschiedener Szenarien möglich, bei offenem Kühlkreislauf während Wartungsarbeiten, beim Versagen des RDB-Bodens oder beim Ausfall der BE-Lagerbeckenkühlung.

Von Versuch 11 liegen derzeit noch keine Versuchsergebnisse vor.

2.2 PHEBUS SFD

In der Zeit von 1986 - 1989 wurde im Rahmen des 'Cœur Sévèrement Dégradé' (CSD; '**S**evere **F**uel **D**amage') Programms die frühe Unfallphase unter auslegungsüberschreitenden Bedingungen untersucht. Die Experimente wurden in der PHEBUS Versuchsanlage in Cadarache (Frankreich) durchgeführt. In dieser Versuchsanlage wurde das Brennelementbündel nuklear beheizt (in-pile Experimente). Bei diesen Experimenten konnten Kenntnisse über Phänomene erlangt werden wie z. B.: Oxidation der Hüllrohre mit der damit verbundenen H_2-Erzeugung, chemische Wechselwirkungen zwischen Steuerstab (AIC) / Abstandhaltern / Hüllrohr, Auflösung des Brennstoffs durch geschmolzenes und festes Zirkaloy, Umlagerung von Schmelze und Ausbildung von Kernblockaden, Hüllrohroxidation und -Fragmentation bei rascher Abkühlung. Ferner konnte auch die Bildung eines festen Schüttbettes beobachtet werden.

Die Abbildungen 2.2-1 und 2.2-2 zeigen schematische Darstellungen der wesentlichen Anlagenteile.

Der PHEBUS Reaktor ist ein Wasserbeckenreaktor mit insgesamt 1576 Brennstäben (Abb. 2.2-1). Es kann eine maximale thermische Leistung von 40 MW erreicht werden. Die aktive Länge der Brennstäbe beträgt 0,8 m bei einer Gesamtlänge von 1,433 m. Der Hauptteil der Anlage besteht aus dem Treiberkern, mit dem das Testbündel nuklear beheizt wird. Vertikal zur dessen Achse ist der „SFD-Loop" angeordnet, in dem die thermo-hydraulischen Zustände in einem Reaktor nachgebildet werden. Der SFD-Loop wird von folgenden wesentlichen Komponenten gebildet: Über drei Einspeiseleitungen kann Dampf, H_2 oder He in den unteren Testbereich über einen zweistufigen Überhitzer eingespeist werden. Das aus der Teststrecke austretende Gasgemisch wird über ein Druckregelsystem in einen Kühler und nachfolgend in einen Auffangtank (~500 m^3) geleitet. In der Abgasleitung ist ein Probeentnahmesystem (Spektrometer) zur kontinuierlichen H_2-Messung vorhanden. Ein unabhängiger, äußerer Kühlkreislauf (Druckwasser, 8 MPa, 533 K) umschließt den SFD-Loop.

Die Abbildung 2.2-2 zeigt einen Quer- und einen Längsschnitt durch das Testbündel. Die Versuche C3+ und B9+ wurden mit 21 unbestrahlten UO_2-Brennstäben durchgeführt. Die Stäbe waren auf einer Tragplatte befestigt und wurden mit zwei Abstandhaltern (Inconel) in den Höhen 138 mm und 661 mm, bezogen auf die Unterkante des aktiven Kerns (Bezugshöhe= 0 m (BFC), Abb. 2.2-2), auf einen Abstand von 12,6 mm

(Mitte zu Mitte) gehalten. Die oberen Stopfen der Brennstäbe waren mit schmelzbaren Dichtungen versehen (Schmelzpunkt: 1120 K, ~850 °C), um ein Aufblähen der Hüllrohre zu vermeiden. Der Innendruck betrug in kaltem Zustand 0,2 MPa (He).

Beim Experiment PHEBUS SFD AIC wurden 20 unbestrahlte UO_2-Brennstäbe eingesetzt. Anders als in den vorhergehenden Experimenten war im Zentrum des Testbündels ein Absorberstab des Typs „Silber–Indium–Cadmium“ (AIC) mit Führungsrohr eingebaut worden. Die Zusammensetzung des im Experiment eingesetzten Absorberstabs war gleich den in üblichen Druckwasserreaktoren verwendeten Stäben: 80 % Silber, 15 % Indium, 5 % Cadmium. Das Absorbermaterial befand sich in einem Röhrchen aus rostfreiem Stahl (Inconel) und wurde vom Führungsrohr aus Zirkaloy umgeben. Der Schmelzpunkt der Legierung Ag-In-Cd liegt bei einer relativ niedrigen Temperatur von ca. 1070 K (800 °C) /BLA 91, HAG 96/, bei der das Stahlröhrchen aber noch intakt bleibt. Der Innendruck des Edelstahlröhrchens betrug ~0,1 MPa bei Umgebungstemperatur.

Zur Wärmeisolierung des Bündels diente eine Ummantelung aus mehreren Schichten mit unterschiedlichen Materialien (Abb. 2.2-2). Eine oktogonale innere „Liner“-Schicht (6 mm) aus Zirkaloy wurde von einer dicken porösen ZrO_2-Schicht zur thermischen Isolierung umgeben. Diese Isolierung wurde von einer dünnen (1 mm) Zr-Schicht aus dichterem Material umhüllt. Diese Einheit wurde von einem Stahlrohr mit einer stärkeren Wand (8 mm) umgeben, mit dem der innere Kreislauf des Testbündels vom äußeren Druckwasserkreislauf getrennt wurde. Zwischen dem oktogonalen Liner (Zr) und der porösen Isolierschicht ZrO_2 war noch ein kleiner, mit He gefüllter Spalt. In der porösen Isolierschicht waren Kanäle für die Leitungen der Thermoelemente vorgesehen. Diese ungleichförmige Gestaltung der porösen Isolierschicht – oktogonal auf der Innenseite, kreisförmig an der Außenseite und mit Kabelkanälen für die Thermoelemente versehen – führt zu großen Unsicherheiten bei der Bestimmung des radialen Wärmeaustauschs. Hinzu kommen noch die unklaren Materialeigenschaften, da der Spalt und das poröse Isoliermaterial mit He gefüllt waren und somit der Wärmewiderstand dieser Einheit nicht bekannt ist.

Der die Teststrecke umschließende Kühlkreislauf diente bei einer konstanten Temperatur von 533 K (260 °C) zugleich als Wärmesenke.

Es wurden verschiedene Arten von Thermoelementen verwendet, mit denen Temperaturmessungen des Brennstoffs, der Hüllrohre, des Fluids und der Ummantelung erfolgten. Die Temperatur des Liners wurde mit Thermoelementen bestimmt, die sowohl auf

der Innen- (zum Strömungskanal) als auch auf der Außenseite des Liners (zur porösen Isolierung) befestigt waren. Die theoretische Dicke der ZrO_2-Isolierung betrug an der Außenseite des Liners 11,5 mm. Die tatsächliche Schichtdicke betrug 7,5 mm infolge des Kabelkanals, in dem die Thermoelemente angebracht waren. Die Thermoelemente zur Temperaturmessung der porösen Isolationsschicht waren in einem Abstand von ca. 1/3 der theoretischen Dicke des Isoliermaterials (11,5 mm), gemessen vom äußeren Rand, angebracht. Die Kabel wurden auch hier durch einen Kabelkanal geführt, so dass die poröse Isolierschicht an diesen Messstellen ebenfalls geringer als die theoretische Dicke war. Die Temperaturmessungen ergaben in gleichen Höhen z. T. unterschiedliche Ergebnisse. Diese wurden auf konstruktive Unterschiede der Positionen der Thermoelemente in gleichen Ebenen zurückgeführt.

Tabelle 2.2-1 zeigt die Testmatrix der durchgeführten Experimente.

2.3 PBF SFD

Eine ausführliche Beschreibung der Versuchsanlage ist in /PET 89a/ gegeben.

In der Integralversuchsanlage Power Burst Facility (PBF) am Idaho National Engineering Laboratory (INEL) wurden 4 Experimente durchgeführt, bei denen das zu untersuchende Bündel nuklear beheizt wurde (in-pile Versuche). Der Severe Fuel Damage Test (SFD) 1-4, der im Februar 1985 durchgeführt wurde, war der letzte DWR Test dieses internationalen Forschungsprogramms. Das Ziel dieses Programms war, eine Datenbasis und Modelle für folgende Prozesse zu entwickeln:

- Verhalten der Brennstäbe,
- Wasserstofferzeugung infolge der Zirkon-Wasser-Reaktion,
- Spaltproduktverhalten (Freisetzung, Transport, Ablagerung).

Der PBF-Reaktor besteht wie der PHEBUS-Reaktor aus einem ringförmigen Treiberkern, der die zentrale Neutronenflusszone mit der Versuchseinheit umschließt.

Die Abbildung 2.3-1 zeigt einen Längs- und einen Querschnitt durch die nuklear beheizte Versuchseinheit. Sie besteht aus einer Druckröhre (Außendurchmesser 0,2 m, Innendurchmesser 0,15 m), in der sich das Testbündel mit Brennstäben und Steuerstäben befindet. Beim Versuch SFD 1-4 bestand das Testbündel aus 2 unbestrahlten und 26 vorbestrahlten UO_2-Brennstäben sowie 4 Silber-Cadmium-Indium (AIC) Steuer-

stäben. Die Brennstäbe entsprechen bis auf die Länge denen eines Druckwasserreaktors. Der Abstand der Brennstäbe beträgt 12,75 mm. Das Bündel wird von drei Abstandhaltern aus Inconel und einer unteren Stützplatte fixiert.

Das Testbündel wird von einer mehrschichtigen Umfassung umgeben, u. a. mit: einem Führungsrohr aus Zircaloy (inner liner), einer Wärmedämmung aus porösem ZrO_2 (insulation), Füllkörpern (saddle), einem Strömungsführungsrohr für den separaten Wasserkreislauf und dem Druckrohr der Versuchseinheit. Der separate Wasserkreislauf, der unabhängig vom Kühlkreislauf des Treiberkerns und des das Bündel durchströmenden Wasserkreislaufs ist, ermöglicht es, große Bereiche thermodynamischer Zustände zu untersuchen. Er gewährleistet einen sicheren Einschluss des Testbündels auch bei größerer Brennstabzerstörung ohne Gefährdung des Treiberkerns.

Tabelle 2.3-1 zeigt die Testmatrix der durchgeführten Experimente.

2.4 PHEBUS FP

PHEBUS ist eine Integral-Versuchsanlage des Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucleaire (IRSN) des Commisariat à l'Energie Atomique (CEA) in Cadarache (Frankreich) zur Untersuchung des Verhaltens von DWR-Brennelementen. Im jetzt laufenden internationalen Fission Product (FP) Programm wird das Untersuchungsspektrum auf die späteren Phasen schwerer Unfälle ausgedehnt /CLE 03a/. Das Brennelementbündel wird nuklear beheizt (in-pile). Die Brennelementkomponenten entsprechen - abgesehen von der Bündellänge - in Abmessungen und Materialien denen kommerzieller DWR-Anlagen.

Das Versuchsziel des PHEBUS FP Projektes ist, die Datenbasis und die Modellentwicklung für die Berechnung der Kernzerstörung, der Freisetzungsrate und für die physikalisch chemische Form der radioaktiven Stoffe, die bei einem schweren Reaktorunfall in die Umgebung freigesetzt werden könnten, zu verbessern. Deshalb wurden in einer integralen Versuchsanlage im Maßstab 1:5000 sowohl ein Reaktorkern mit hohem Spaltproduktinventar, als auch der Primärkreislauf und der Sicherheitsbehälter simuliert, mit der Möglichkeit, repräsentative thermohydraulische Bedingungen für das Gesamtsystem darzustellen und zusammenhängende, sich gegenseitig beeinflussende Phänomene zu erkennen, wie sie in Einzeleffektversuchen nicht darstellbar sind.

Im Gegensatz zur ursprünglichen Absicht, bestimmte Unfallsequenzen im kleinen Maßstab zu simulieren, ist die revidierte Versuchsmatrix phänomenorientiert. Dabei stehen solche Phänomene und Prozesse im Vordergrund die sich wesentlich auf den Quellterm auswirken und die nicht in "out-of-pile" Versuchsanlagen simuliert werden können. Die Versuchsergebnisse sollen in erster Linie der Validierung von Rechenprogrammen für die Spätphasen der Kernzerstörung dienen.

Abbildung 2.4-1 zeigt eine schematische Darstellung der Versuchsanlage mit der Neutronenquelle (Treiber-Core), der Versuchskapsel mit Testbündel, den Kühlkreislaufkomponenten mit Dampferzeugerheizrohr und der 10 m³ großen Nachbildung des Sicherheitsbehälters. Das 1 m lange Testbündel mit 20 Brennstäben und einem Steuerstab wird von einem wassergekühlten Druckrohr umschlossen. Die Versuchskapsel besteht aus folgenden Komponenten (Abb. 2.4-2):

1. Testbündel
2. Ag, In, Cd Steuerstab mit Zirkaloy-Führungsrohr
3. Wärmedämmung aus porösem ThO_2
4. Wärmedämmung aus porösem ZrO_2
5. Aufgeschmolzene, dichte ZrO_2 Schicht
6. Inneres Druckrohr (Inconel)
7. Innerer Kühlmittelringspalt
8. Schutzrohr (Zirkaloy)

Als Kreislaufkomponenten sind ein Plenum, eine heiße Leitung, ein Dampferzeugerheizrohr (halbe Länge) und eine kalte Leitung eingebaut. Der 10 m³ - Tank ist über eine Filterstrecke mit dem von der Umgebung hermetisch abgeschlossenen Atmosphärentank verbunden, um eine Druckentlastung während oder nach dem Versuch durchführen zu können. Dieser an der Außenseite beheizte Tank enthält u. a. drei temperaturgeregelte Zylinder (Kondensatoren), zur Simulation der Wärmekapazität der Einbauten und einen wassergefüllten Sumpf.

Die Versuchsdatenerfassung wurde gegenüber dem SFD-Programm entsprechend dem Simulationsumfang erweitert. Mit ultrasonischen Thermometern können Temperaturen bis 3000 K im Bündelbereich gemessen werden.

Wie die Kreislaufkomponenten ist auch der Tank mit zahlreichen Messeinrichtungen zur Bestimmung der thermohydraulischen Daten sowie des Spaltproduktttransports ausgerüstet. Die Spaltprodukt-Instrumentierung umfasst zwei Gruppen: Messgeräte und Probensammler. Zur ersten Gruppe gehören Gamma-Spektrometer und optische

Geräte zur Bestimmung der Aerosoldichte, zur zweiten Impaktoren, Filter, Probennahmekapseln, Ablagerungsbleche für abgeschiedene Aerosole und selektive Jodfilter. Im PHEBUS-Reaktorgebäude wurde zudem eine Messstation aufgebaut, in der die Versuchskapsel vor und nach dem Experiment durch Röntgenaufnahmen und Gamma-Scans untersucht wird.

Bei den in Tab. 2.4-1 angegebenen FP-Versuchen wurden bis auf den Versuch FPT0 Brennstäbe verwendet, die im BR3-Reaktor (Mol, Belgien) zur Erzeugung eines reaktortypischen Abbrands (30 GWd/t_{Uran}) mit langlebigen Spaltprodukten vorbestrahlt worden waren. Beim ersten Versuch FPT0 wurden unbestrahlte Brennstäbe (frischer Kern) eingesetzt.

Die ersten drei Experimente in Tabelle 2.4-1 bestehen jeweils aus einer Vorbestrahlungsphase durch den Treiberkern der PHEBUS-Anlage, der Hochtemperaturtransiente und der Tank-Phase.

Bei Versuchsbeginn werden die Brennstäbe zunächst durch den Treiberkern der PHEBUS-Anlage sechs bis neun Tage lang bestrahlt, um kurzlebige Spaltprodukte zu erzeugen. Dabei strömt das Kühlwasser des Hochdruck-Kreislaufs durch das geöffnete Bodenventil auch durch das Bündel. Die Vorbestrahlung in situ kann auf diese Weise unter reaktorphysikalischen Normalbetriebsbedingungen stattfinden. Am Ende dieser Phase wird der PHEBUS-Reaktor abgeschaltet, das Bodenventil geschlossen, Bestrahlungsvorrichtung und horizontale Leitung werden getrocknet. Entsprechende Ventile unterbrechen die Verbindung zum Hochdruck-Kreislauf und öffnen diejenigen zum Versuchsgebäude.

Danach wird der Reaktor wieder programmiert angefahren. Die im Testbrennstabbündel durch Spaltung erzeugte Wärme führt zu Überhitzung und zur Bündelzerstörung bis hin zu örtlichem Schmelzen und Spaltproduktaustritt. Eingespeister Wasserdampf spült Spaltprodukte und andere Aerosole durch die Versuchskreislaufkomponenten in den Tank. Diese Hochtemperaturtransiente dauert etwa 200 Minuten. Daran schließt sich, nach Abschalten des Reaktors und Schließen der Verbindungsventile, die mehrtägige Tank-Phase an; die Aerosole setzen sich ab, werden in den Sumpf gespült und erzeugen dort die Bedingungen für radiolytische Verflüchtigung von Jodverbindungen. Diese Vorgänge werden, wie die der Transienten, mit Instrumenten und Probensammlern verfolgt.

Die Tank-Phase wird durch Trocknen und Druckentlastung aller Systeme abgeschlossen. Danach werden die Probensammler zur Nachuntersuchung gebracht und die verbleibenden Kreislaufteile der Abfallbeseitigung zugeführt. Die Bestrahlungsvorrichtung mit dem beschädigten Testbündel wird ebenfalls zur Nachuntersuchung transportiert. Der Tank verbleibt, während die Versuchskapsel- und Kreislaufkomponenten erneuert werden.

Die Versuchsmatrix wurde regelmäßig überprüft und entsprechend neuer Erkenntnisse aktualisiert. Die Tabelle 2.4-1 gibt einen Überblick über die Versuchsinhalte und die einzelnen Versuchsparameter des Bündels.

Abbildung 2.4-3 zeigt tomographische Längsschnitte des Bündels nach den Versuchen FPT0 bis FPT2. Bei FPT0 und FPT2 sind große Teile des Bündels zerstört, im oberen Teil sind Fragmente des Bündels zu sehen. Im untersten Teil ist das Bündel in der ursprünglichen Konfiguration zu erkennen. In dieser Zone erstarrte ein wesentlicher Teil des Absorbermaterials. Darüber befindet sich ein Bereich erstarrter keramischer Schmelze. Im mittleren Bereich ein Hohlraum mit keramischer Kruste und weiter oben mit Brennstabfragmenten. Es sind mehr als 20 % des Brennstoffs geschmolzen. Dieser Schmelzeanteil wurde als Versuchziel angestrebt; die Sicherheitsmargen wurden jedoch eingehalten.

Der Versuch FPT1 zeigt eine wesentlich geringere Zerstörung, da der Versuch etwas früher abgebrochen wurde als die beiden anderen. In Abb. 2.4-3 sind auch gerechneten Massenprofile zu Versuchende dargestellt. Sie stimmen gut mit dem experimentellen Befund überein. In der Tabelle 2.4-1 sind auch die experimentellen Daten für die Masse des erzeugten Wasserstoffs und die Schmelzmenge enthalten.

Für den bisher letzten durchgeführten Versuch FPT3 liegen bisher noch keine gesicherten experimentellen Daten vor, die Werte in Klammern wurden durch eine blinde Versuchsnachrechnung mit ATHLET-CD unter Verwendung der während des Versuches gemessenen Reaktorleistung bestimmt. FPT4 ist ein Experiment zur späten Phase der Kernzerstörung, bei dem das Kernmaterial in Form eines Schüttbetts angeordnet war, um so die Freisetzung von Spaltprodukten während der späten Phase einer Kernzerstörung zu untersuchen. Das geplante Experiment FPT5 wird nicht mehr im Rahmen des PHEBUS FP-Projekts durchgeführt.

2.5 NRU FLHT

Eine detaillierte Darstellung der Versuchsanlage ist in /LAN 88, LOM 88/ zu finden.

In dem National Research Universal (NRU) Reaktor der Chalk River Nuclear Laboratories (CRNL) in Ontario, Kanada wurden zwischen 1985 und 1987 vom Pacific Northwest Laboratory (PNL) vier Experimente mit nuklearer Beheizung (’in-pile tests’) zur Kernzerstörung durchgeführt. Diese Versuche wurden als ‘full - length, high - temperature (FLHT)’ Experimente bezeichnet, da die eingesetzten Brennstäbe die in realen Reaktoranlagen verwendeten Abmessungen hatten (aktive Länge: 3,63 m) und während des Versuchs Temperaturbereiche von 2300 K bis über 2600 K erreicht wurden.

Der NRU – Reaktor dient als Neutronenquelle zur nuklearen Beheizung des Versuchsbündels. Die wesentlichen Komponenten der Versuchsanlage sind in der Abb. 2.5-1 dargestellt. In die Versuchsstrecke mit dem Brennstabbündel wird über ein Kühlsystem (Loop and Makeup Coolant System) Kühlwasser von unten eingespeist (Makeup Flow). Nach dem Durchströmen des Bündels wird der Dampf zusammen mit dem erzeugten Wasserstoff durch das Plenum über einen Verschlussdeckel (SCC-System) und der Ausflussregeleinheit (ECM-System) in einen Auffangtank (Catch Tank) geleitet. In dem ECM-System wird dem ausströmenden Gasgemisch noch N_2 als Trägergas zur Auswertung des H_2-Anteils einem Spektrometer zugeführt. Die Versuchsstrecke wird von einem unabhängigen Kühlstrom (Bypass Water Coolant) umströmt.

Einen Querschnitt der oktogonalen Teststrecke mit dem Brennstabbündel, der umfassenden Isolierung (Shroud) und dem umhüllenden Druckrohr (NRU Reactor Pressure Tube) zeigt Abb. 2.5-2. Das Testbündel kann 12 Brennstäbe aufnehmen.

An den vier Eckpositionen waren zum Schutz der Messleitungen, die aus dem Bündel herausführen, Bleche aus Zirkaloy angebracht (Carrier).

Acht Abstandhalter (Grid Spacer) aus Zirkaloy und Inconel waren in axialer Höhe im Abstand von je ~0,53 m angebracht.

Zur Wärmeisolierung des Bündels diente eine mehrschichtige Umfassung aus unterschiedlichen Materialien. Die oktogonale Ummantelung mit einer lichten Weite von 76 mm wurde auf der Innenseite von einer dünnen Schicht aus Zirkaloy (Liner) gebildet, die von einer 10 mm dicken porösen Schicht aus ZrO_2 niedriger Dichte zur thermischen Isolierung umgeben war (ZrO_2 Insulation). Mit Füllkörpern aus Zirkaloy (Zr-Saddle) wurde der Übergang von der oktogonalen zur runden Geometrie hergestellt.

Die Füllkörper wurden von 2 Druckröhren mit einem gasgefüllten Ringspalt umgeben, die zugleich als Schmelzedetektoren dienten. Zwischen dem Liner und der Isolierung waren Thermoelemente sowohl in unterschiedlichen azimutalen und axialen Orten angebracht und ebenso auch an der Außenseite der Zr-saddles. Eine begrenzte Anzahl von Thermoelementen war an der äußeren Seite der Umfassung angebracht.

Während des Versuchs wurden mit einer Vielzahl von Messwertaufnehmern Temperatur- (Hüllrohre, Fluid, Bündelumfassung) und Druckverläufe sowie der Verlauf des Wasserspiegels erfasst. Ferner wurden Massenströme, die Erzeugung von Wasserstoff und die γ-Aktivität aufgezeichnet. Nach Beendigung eines Versuchs erfolgten noch metallographische Untersuchungen.

2.6 Halden IFA650

Das Halden Reactor Project ist das größte Forschungsvorhaben der NEA /NEA 05/ und besteht bereits seit 40 Jahren. Das internationale Programm wird von etwa 100 Organisationen aus 20 Ländern unterstützt. Einer der Forschungsschwerpunkte ist die Untersuchung des Brennstabverhaltens bei Kühlmittelverlust-Störfällen (Loss of coolant accident LOCA).

Betreiber des Forschungsreaktors ist das norwegische Institutt for energiteknikk IFE /IFE 05/. Der Reaktor, ein Siedewasserreaktor der mit schwerem Wasser moderiert und gekühlt wird (Halden Boiling Heavy Water Reactor HBWR), steht in einer Felsenkaverne am Nordufer der Tista in der Nähe von Halden, einer kleinen Stadt südlich von Oslo an der Skagerrak-Küste, unmittelbar an der Grenze zu Schweden.

Der HBWR hat eine maximale thermische Leistung von 25 MW und wird im Naturumlauf bei etwa 240 °C und 3,33 MPa betrieben. Abb. 2.6-1 zeigt vereinfacht die drei Kühlkreisläufe des Reaktors. Der primäre Schwerwasser-Kreislauf wird über Wärmetauscher durch den sekundären Leichtwasser-Kreislauf gekühlt. Der im Kern erzeugte Dampf strömt in die Wärmetauscher, aus denen das Kondensat schwerkraftgetrieben wieder in den Reaktordruckbehälter zurück fließt. Der Sekundär-Kreislauf mit Zwangsumlauf gibt die Wärme an den tertiären Kühlkreislauf ab. Der dort erzeugte Dampf wird zu einer nahe gelegenen Papierfabrik oder zu Flusswasser gekühlten Kondensatoren geleitet.

Der Reaktorkern ist in Abb. 2.6-2 dargestellt. Er besteht aus 110 bis 120 Brennelementen und 30 Steuerelementen, die in einem hexagonalen Gitter angeordnet sind (Gitter-

abstand 0,13 m). Die Brennstabbündel mit je 8 oder 9 Brennstäben sind etwa 0,80 m lang. Die Höhe des Kerns, in der Brennstäbe platziert werden können, ist 1,71 m. Für Experimente können in dem Kern unterschiedliche Brennelemente oder Versuchskapseln eingesetzt werden. Der Reaktor eignet sich damit für Versuche unter Reaktor typischen Bedingungen (In-pile tests). Aufgrund der räumlichen Begrenzungen sind jedoch nur Einzelstabversuche möglich. Im Folgenden wird die Versuchseinrichtung IFA-650 für die LOCA-Experimente beschrieben.

Die IFA-650 Versuchseinrichtung besteht aus einer druckfesten Versuchskapsel und den Zu- und Ableitungen für die Kühlmittelführung. Die Abb. 2.6-3 und Abb. 2.6-4 zeigen den Längs- und Querschnitt der Versuchskapsel. Die Höhenangaben (mm) in beiden Abbildungen sind auf den Kerneintritt bezogen. Der Beginn des aktiven Brennstabs liegt in einer Höhe von 900 mm. Die wesentlichen Abmessungen und Materialdaten sind in Tab. 2.6-1 aufgeführt.

Im Zentrum der Versuchskapsel ist der 500 mm lange Brennstab angeordnet, umgeben von einer gleichlangen elektrischen Schutzheizung (Heater) und der druckfesten Umschließung (Pressure Flask). Die äußere Hülle (Shroud) ist ein doppelwandiges Rohr aus Zr-2 in das eine mit He^3 gefüllte Rohrschlange (Coil) eingebettet ist. Die Versuchskapsel wird durch Reaktorwasser gekühlt, das durch den Ringspalt zwischen Druckrohr und Shroud strömt. Die Aufheizung der Kapsel erfolgt durch den Brennstab und die Schutzheizung. Die Leistung des Brennstabs wird durch die Reaktorleistung (Driver core) und den He^3-Gasdruck gesteuert. An der Versuchskapsel sind drei Leitungen angeschlossen: unten der Kühlmittelzulauf (Inlet flow tube), oben der Kühlmittelauslass (Outlet flow tube) und eine Sprühleitung mit drei Sprühköpfen in Höhe des oberen Stopfenbereiches (Coolant Spray, 33 mm über dem Ende der Brennstoffsäule).

Die Schaltung und Betriebsweise der Kühlmittelleitungen und der Abblaseleitung sind aus Abb. 2.6-5 ersichtlich, die Isometrie der Leitungen ist in Abb. 2.6-6 dargestellt. Die Länge der Leitungen zwischen den Steuerventilen (VA 6304, VA 6305, VA 6333) und der Versuchskapsel bzw. dem Abblasetank beträgt etwa 20 m, die Durchmesser sind 6 mm im Reaktortank, 8 mm in der Reaktorgrube und 9 mm im übrigen Bereich. Über die Isometrie der Sprühleitung liegen keine Angaben vor.

2.7 PARAMETER

Der PARAMETER Versuchsstand der FSUE NPO LUTCH dient zu Untersuchungen von WWER-Brennelementbündeln unter Auslegungs- und Auslegungsüberschreitenden Bedingungen bis hin zu schweren Störfällen. Eine Beschreibung der Anlage ist zusammen mit dem beabsichtigten Ablauf des Versuchs SF1 in /YUD 06/ dargestellt. Nachfolgend wird eine kurze Beschreibung der Anlage gegeben.

Die Abbildungen 2.7-1 und 2.7-2 geben eine allgemeine Übersicht über die Anlage mit dem Brennelementbündel. Dampf und Argon werden getrennt voneinander von unten in den Testbereich eingespeist. Zusammen mit dem bei der Zr- /Dampf-Reaktion erzeugten Wasserstoff verlässt das Gasgemisch im oberen Bereich die Teststrecke. Der Strömungsweg im obere Bereich mit der Richtungsumkehr um den zylindrischen Teil (Zr1%Nb) ist in Abb. 2.7-3 detailliert gesondert dargestellt. Das Quenchwasser von oben wird innerhalb eines Führungsrohrs (Zr1%Nb) in das Testbündel geleitet. Damit wird das nach oben abströmende heiße Gas (Dampf, Ar, H_2) von dem herabfließenden kalten Quenchwasser in diesem Bereich getrennt, da hier kein radialer Austausch erfolgen kann.

Abb. 2.7-4 zeigt einen Querschnitt des Testbereichs. Die Geometriedaten des Bündels und der Umfassung sind in Tab 2.7-1 aufgelistet. Die Brennstäbe werden von 6 Abstandhaltern in ihrer Position gehalten. Der hexagonale Strömungskanal wird von einer Umfassung aus drei Materialien umgeben: innen wird der Strömungskanal von einer dünnen Materialschicht aus Zr1%Nb gebildet, die von einer dicken Isolierschicht aus ZrO_2 zur Verminderung der Wärmeverluste umgeben ist. Mit dieser Isolierschicht wird zugleich die hexagonale Form der Innenseite in eine zylindrische Form gebracht. Den Abschluss nach außen bildet ein Stahlrohr, das mit kaltem Wasser in gegenläufiger Strömungsrichtung gekühlt wird.

Die Anordnung der Brennstäbe ist ebenfalls in Abb. 2.7-4 zu erkennen. Ein zentraler, unbeheizter Stab wird von 6 beheizten Stäben umgeben, die bei der Simulation als „Ring 2“ bezeichnet werden. Um diese Stäbe herum sind 12 weitere beheizte Stäbe angeordnet, die den „Ring 3“ bilden. Abb. 2.7-5 zeigt den generellen Aufbau der beheizten und unbeheizten Stäbe. Die Konstruktion ist ähnlich der bei den QUENCH Versuchen verwendeten Stäbe. Ein wesentlicher Unterschied zu den dort verwendeten Stäben ist die Verwendung von Tantalum als Heizdraht (PARAMETER) anstelle von Wolfram (QUENCH). Die geometrischen Daten der Brennstäbe sind ebenfalls in Tab. 2.7-1 aufgelistet.

2.8 Fortschreibung der ATHLET-CD-Validierungsmatrix

Im Rahmen der 'CSNI-Task Group on In-Vessel Degraded Core Behaviour' wurden unter Mitarbeit der GRS die Validierungsmatrizen für Rechenprogramme zur Simulation von Ereignissen mit schweren Kernschäden fortgeschrieben /TRA 00/. Seither gibt es keine neuen international abgestimmten Nachträge. Die weitere Auswahl der Versuche zur Validierung von ATHLET-CD basiert auf der bei der Aufstellung der internationalen Validierungsmatrix angewandten Methodik. Bei den neueren Versuchen kann im Allgemeinen die Dokumentation der Versuchsergebnisse immer mit sehr gut bewertet werden. Weniger gut bewertet werden Versuche, die nicht wie geplant verliefen oder bei denen die Rand- oder Anfangsbedingungen mit größeren Unsicherheiten behaftet sind. Bei ähnlichen Versuchsbedingungen werden die Versuche besser bewertet, die sich durch eine größere Basis der Versuchsauswertung und –analyse auszeichnen. Damit ergeben sich wie auch bei der CSNI–Validierungsmatrix drei Klassen:

1. Versuche der Klasse 1 sind unter den vergleichbaren Versuchen besonders zur Validierung von Rechenprogrammen empfohlen. Dazu gehören im Allgemeinen Internationale Standard Probleme (ISP). Die Versuchsergebnisse sind vollständig und gut dokumentiert, die Anfangs- und Randbedingungen sind vollständig definiert (die Anforderungen sind lockerer für einzigartige Versuche).

2. Versuche der Klasse 2 sind zur Validierung gut geeignet. Sie decken einen größeren Parameterbereich ab und steigern damit das Vertrauen in der Programmanwendung.

3. Versuche der Klasse 3 sind zur Modellverifikation geeignet, bei der Einzeleffekte untersucht werden und nicht die Reproduktion aller Versuchsparameter angestrebt wird.

Tab. 2.7-1 gibt einen Überblick über den derzeitigen Stand der ATHLET-CD Validierungsmatrix zur Simulation der Kernzerstörung. Die Fortschreibung gegenüber dem Stand der CSNI–Validierungsmatrix von 1999 betrifft folgende Versuche:

PHEBUS FPT2 Der Versuch ist gut dokumentiert und planmäßig verlaufen. Die Anfangs- und Randbedingungen weisen keine besonderen Unsicherheiten auf. Er unterscheidet sich von den Versuchen FPT0 und FPT1 durch einen geringeren Dampfmassenstrom und der Einspeisung von Borsäure mit 1000 ppm (bezogen auf den Dampfmassenstrom). Im Rahmen des PHEBUS Bundle Interpretation Circle (BIC)

werden Vergleichsrechnungen durchgeführt, sodass bezüglich der Versuchsauswertung und Analyse einem ISP ähnliche Qualitätsmerkmale erfüllt sind. Der Versuch eignet sich vor allem für Vergleichsrechnungen zu FPT3, der mit einem Borkarbid-Steuerstab (statt AIC) durchgeführt wurde.

PHEBUS FPT3 Noch keine Bewertung möglich, da der Versuch noch nicht abschließend ausgewertet wurde. Nach vorläufigen Informationen ist der Versuch planmäßig verlaufen und weist keine besonderen Unsicherheiten bezüglich der Anfangs- und Randbedingungen auf. Im Rahmen des Phébus BIC werden Vergleichsrechnungen durchgeführt, sodass bezüglich der Versuchsauswertung und Analyse einem ISP ähnliche Qualitätsmerkmale erfüllt sind. Der Versuch wurde mit einem Borkarbid-Steuerstab durchgeführt und eignet sich deshalb vor allem für Vergleichsrechnungen zu FPT2.

PHEBUS FPT5 Der Versuch findet nicht wie vorgesehen im Rahmen des PHEBUS FP-Projekts statt und wurde auf unbestimmte Zeit verschoben.

QUENCH 04 Der Versuch wurde in die Klasse 3 zurückgestuft, da er nicht planmäßig verlaufen ist (sehr wirksame Kühlung durch hohe Dampfgeschwindigkeit bei relativ niedrigen Hüllrohr-Temperaturen) und keinen besonderen Parameterbereich erkundet (siehe Tabelle 2.1-1). Geeignet für Modellverifikation.

QUENCH 05 Der Versuch wurde in die Klasse 3 eingestuft, da er gegenüber den anderen Versuchen keinen besonderen Parameterbereich erkundet (siehe Tabelle 2.1-1). Geeignet für Modellverifikation.

QUENCH 06 Der Versuch ist gut dokumentiert und planmäßig verlaufen. Die Anfangs- und Randbedingungen weisen keine besonderen Unsicherheiten auf. Der Versuch wurde in die Klasse 1 eingestuft, da er als ISP besondere Qualitätsmerkmale bezüglich der Versuchsauswertung und Analyse erfüllt.

QUENCH 07 Der Versuch ist gut dokumentiert und planmäßig verlaufen. Die Anfangs- und Randbedingungen weisen keine besonderen Unsicherheiten auf. Der Versuch wurde in die Klasse 1 eingestuft, da er durch Vergleichsrechnungen zu PHEBUS FPT3 und zu QUENCH

08 besondere Qualitätsmerkmale bezüglich der Versuchsauswertung und Analyse erfüllt.

QUENCH 08 Der Versuch ist gut dokumentiert und planmäßig verlaufen. Die Anfangs- und Randbedingungen weisen keine besonderen Unsicherheiten auf. Der Versuch wurde in die Klasse 2 eingestuft, da er für Vergleichsrechnungen zu QUENCH 07 geeignet ist, aber keinen erweiterten Parameterbereich abdeckt. Zur Modellverifikation besonders geeignet, da die Randbedingungen besser definiert sind als bei den Versuchen QUENCH 01 und QUENCH 03.

QUENCH 09 Der Versuch ist gut dokumentiert aber nicht planmäßig verlaufen. Die Randbedingungen weisen während der Quench-Phase hohe Unsicherheiten auf. Der Versuch wurde in die Klasse 2 eingestuft, da er durch Vergleichsrechnungen zu QUENCH 07 geeignet ist.

QUENCH 10 Noch keine Bewertung möglich.

2.9 SARNET

Seit dem April 2004 vernetzen 49 europäische Organisationen in SARNET (Severe Accident Research and management NETwork, http://sarnet.grs.de/default.aspx) ihre Ressourcen in Forschung und Entwicklung, um die wichtigsten noch bestehenden Unsicherheiten und Sicherheitsfragen in Bezug auf schwere Unfälle zu lösen und damit die Sicherheit von vorhandenen und zukünftigen Kernkraftwerken zu verbessern /MIC 05/. Dieses Projekt wurde definiert, um die Verwendung der verfügbaren Mittel zu optimieren und zukunftsfähige Forschungsgruppen zu bilden.

Das SARNET-Projekt wird von EURATOM als Teil des sechsten Rahmenprogramms der Europäischen Kommission unterstützt. Es ist darauf ausgerichtet, die bestehende Inhomogenität unterschiedlicher nationaler Forschungs- und Entwicklungsprogramme durch die Definition gemeinsamer Forschungsprogramme und durch die Entwicklung gemeinsamer Rechenprogramme und Methoden für probabilistische Sicherheitsanalysen zu überwinden. In SARNET sind die meisten europäischen Organisationen eingebunden, die auf dem Forschungsgebiet auslegungsüberschreitender Unfälle arbeiten.

Um diese Zielsetzungen zu erreichen, tragen alle in SARNET verbundenen Organisationen zu einem so genannten Joint Programme of Activities (JPA) bei, das folgende Elemente enthält:

- Einrichtung eines Portals (Advanced Communication Tool ACT) zur Kommunikation zwischen verschiedenen Arbeitsgruppen und zur Dokumentenverwaltung.
- Harmonisierung und Steuerung bestehender und gemeinschaftliche Definition neuer Forschungsprogramme.
- Gemeinschaftliche Analyse erzielter Versuchsergebnisse dieser Forschungsprogramme, um ein allgemeines Verständnis des betreffenden Phänomens zu erarbeiten.
- Entwicklung der physikalischen Modelle des integralen Rechenprogramms ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code) durch die Nutzung der im Rahmen von SARNET gewonnenen experimentellen und theoretischen Ergebnisse.
- Entwicklung einer wissenschaftlichen Datenbasis in der alle Ergebnisse der Forschungsprogramme gespeichert werden.
- Entwicklung einer allgemeinen Methode für probabilistische Sicherheitsanalysen von Kernkraftwerken.
- Entwicklung eines Lehrgangs und eines Handbuches über die Phänomene schwerer Unfälle.
- Unterstützung des Austausches von Studenten und Forschern zwischen den verschiedenen europäischen Organisationen.

Die Basis des Netzwerks wird durch die gemeinschaftlich durchgeführten Forschungsarbeiten gebildet. Trotz der bisher erreichten Leistungen im Forschungsbereich der schweren Unfälle besteht noch notwendiger Forschungsbedarf auf manchen Gebieten, um wesentliche Unsicherheiten hoher sicherheitstechnischer Relevanz auf ein akzeptables Maß zu reduzieren und um die Auswirkungen schadensbegrenzender oder schadensmindernder Notfallmaßnahmen besser quantifizieren zu können. Diese Prozesse und Phänomene für die noch Forschungsbedarf notwendig erscheint, wurden im EURSAFE-Projekt des fünften Rahmenprogramms der Europäischen Kommission identifiziert /MAG 05/ und werden im Rahmen von SARNET fortlaufend aktualisiert /TRB 05e/. Dabei wurde das gesamte Spektrum schwerer Unfälle analysiert, begin-

nend mit der Kernfreilegung im RDB bis zur langfristigen Stabilisierung der Kernschmelze im Sicherheitsbehälter, der Integrität des Sicherheitsbehälters und der Rückhaltung oder Freisetzung der Spaltprodukte in die Umgebung. Im Rahmen von SARNET werden die Ergebnisse von mehr als 50 experimentellen Programmen von 18 Forschungsinstituten genutzt, um diese Wissenslücken zu schließen.

Die experimentellen Ergebnisse, die sich auf die Prozesse im RDB und im Kühlkreislauf beziehen, werden zur Modellentwicklung und Programmvalidierung von ATHLET-CD verwendet. Einige der Versuchsprogramme sind in der Tabelle 2.8-1 beschrieben und werden im Folgenden kurz erläutert. Die Reihenfolge der Versuche spiegelt die SARNET-Struktur wider, die sich durch die Einteilung in verschiedene Arbeitspakete (Work Package WP) ergibt, die wiederum bestimmten Themenbereichen (Topics) zugeordnet sind.

Im Rahmen des Arbeitspakets „Frühphasen der Kernzerstörung“ (WP9) werden die Ergebnisse folgender Versuchsanlagen analysiert:

1. PARAMETER (Lutch, Moskau): Elektrisch beheizte Stabbündelversuche, Geometrie und Hüllrohrmaterial entsprechend VVER, Quenchen von oben oder von unten. Versuchsziel sind die Wasserstofferzeugung, Grad der Brennstabschädigung und Freisetzung von Spaltprodukten während des Quenchens.

2. VERDI (IRSN): Induktiv beheizter Ofen zur Messung der Oxidationskinetik von B_4C in einer Dampfatmosphäre.

3. MOZART (IRSN): Ofen mit beheiztem Hüllrohrabschnitt zur Messung der Oxidationskinetik von Zr-Hüllrohren in Gemischen aus Dampf und Luft.

4. BOX (FZK): Elektrisch beheizte Versuchsanlage zur Messung der Gaszusammensetzung bei der Oxidation von Zr-Hüllrohren oder B_4C-Pellets in Gemischen aus Dampf und Luft.

5. QUENCH-SR (FZK): Einzelstab Versuchsanlage zur Messung der Wasserstofferzeugung bei der Oxidation von Zr-Hüllrohren in Gemischen aus Dampf und Luft oder beim Quenchen.

Im Rahmen des Arbeitspakets „Spätphasen der Kernzerstörung, Eigenschaften der Kernschmelze“ (WP10) werden die Ergebnisse folgender Versuchsanlagen analysiert:

1. LIVE (FZK): Simulation der Kernschmelze im unteren Plenum durch volumetrisch beheizte Salzschmelze in hemisphärischer Kalotte zur Messung der Wärmestromverteilung, Phasenseparation und Krustenbildung.

2. OECD-MASCA/CORTAN (Kurchatov I. Moskau): Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und RDB-Wand sowie zur Bildung nicht mischbarer Phasen.

3. FOREVER (KTH, Stockholm): RDB-Versuchsanlage mit elektrisch beheizter Salzschmelze zur Untersuchung der Schmelzerückhaltung im RDB und dessen Versagen durch plastisches Kriechen.

4. METCOR (NITI, St. Petersburg): Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und RDB-Wand.

Im Rahmen des Arbeitspakets „Spaltprodukt-Freisetzung und Transport“ (WP14) werden die Ergebnisse folgender Versuchsanlagen analysiert:

1. RUSET (AEKI, Budapest): Freisetzung von inaktiven, Spaltprodukt ähnlichen Elementen (z. B. Ruthenium) aus der Brennstoffmatrix, aus dem Spalt und aus Brennstoffpellets bei hohem Oxidationspotential.

2. VTT-Ru (VTT, Helsinki): Formation und Transport von flüchtigen Ruthenium-Oxiden bei hohem Oxidationspotential.

3. VERCORS-HT (CEA): Spaltprodukt-Freisetzung und –Transport bei hohen Temperaturen, mit und ohne Absorbermaterialien und bei unterschiedlichen atmosphärischen Bedingungen.

4. CHIP (IRSN): Analytische und reaktortypische Experimente zur Bestimmung des flüchtigen Jodanteils bei hohen Temperaturen, mit unterschiedlichen weiteren Materialien und bei unterschiedlichen atmosphärischen Bedingungen.

Im Rahmen des Arbeitspakets „Aerosolverhalten“ (WP15) werden vor Allem die Ergebnisse folgender Versuchsanlage analysiert:

1. ARTIST (PSI, Schweiz): Versuche zur Aerosol-Rückhaltung und –Transport auf der Sekundärseite eines Dampferzeugers bei trockenen und gefluteten Bedingungen.

Weitergehende Informationen sind über die Publikationen des ersten “European Review Meeting on Severe Accident Research (ERMSAR)“ in Aix-en-Provence, Frankreich, vom 14 bis 16 November 2005 über http://www.sar-net.org zugänglich. Das nächste ERMSAR ist für 2007 in Karlsruhe geplant.

3 Entwicklungsstand des Rechenprogramms ATHLET-CD

Zur Simulation von Störfallabläufen im Rahmen von Sicherheitsanalysen für Kernkraftwerke wird gefordert, deterministische Rechenprogramme einzusetzen, die nach Stand von Wissenschaft und Technik möglichst realistische Ergebnisse (”best estimate”) liefern. Diese Forderung wird sowohl für Auslegungsstörfälle als auch für auslegungsüberschreitende Stör- und Unfälle erhoben. Dabei stehen die Beherrschung von Störfällen und die Wirksamkeit von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes bezüglich des Anlagenverhaltens und des Quellterms aus dem nuklearen Dampferzeugungssystem im Mittelpunkt des Interesses. Dafür werden die Rechenprogramme ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) für Transienten und Störfälle ohne wesentliche Kernschäden und ATHLET-CD (Core Degradation) für Störfälle mit schweren Kernschäden entwickelt und validiert /TRA 04/.

Als Ergebnis der bisherigen Entwicklung der Thermo-Fluiddynamik-Modelle ist ATHLET für einen vielfältigen Einsatz für Aufgaben der Reaktorsicherheit geeignet. Das Programm wird in Genehmigungsverfahren und Gutachten verwendet und erfüllt einen hohen Qualitäts- und Dokumentationsstandard, der durch umfangreiche Validierung abgesichert ist. Der Anwenderkreis umfasst zahlreiche Technische Überwachungsvereine, Hochschulen, Forschungszentren und Betreiber von Reaktoranlagen in Deutschland sowie Organisationen in den Staaten Mittel- und Osteuropas.

Die Entwicklung und Einbindung von Modellen in ATHLET-CD erfolgt in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Kernenergetik und Energiesysteme der Universität Stuttgart (IKE). Durch die Modelle zur Bildung und Verlagerung metallischer und keramischer Schmelzen im Kernbereich und zum thermischen Verhalten von Partikelbetten, sowie zur Freisetzung von Spaltprodukten und Aerosolen im Kernbereich und zu deren Transport und Ablagerung im Kühlkreislauf wurde das Anwendungsspektrum des Rechenprogramms wesentlich erweitert. Dies wird durch erfolgreiche Nachrechnungen von Bündel- und Integralversuchen, wie z. B. QUENCH, LOFT-LP-FP2 und Phébus FP, oder des TMI-2 Unfalls /TRA 03/ und des Störfalles in Paks-2 nachgewiesen. Wie anhand der im Rahmen des Internationalen Standard Problems ISP 46 durchgeführten Rechnung zu Phébus FPT1 gezeigt wurde, können mit der mit COCOSYS gekoppelten Version auch vollständige Anlagensimulationen durchgeführt werden /CLE 03b/.

Die Entwicklung der verschiedenen Modelle orientiert sich an den Erfordernissen zur Simulation der Abläufe in einem Kernreaktor /TRA 04/. Die ATHLET-CD-Struktur ist

modular aufgebaut, um einerseits eine Vielzahl an Modellen für die Simulation anzubieten und andererseits eine günstige Plattform zur Weiterentwicklung zu schaffen.

Zur umfassenden Simulation der Thermo-Fluiddynamik im nuklearen Dampferzeugungssystem ist das Rechenprogramm ATHLET vollständig in ATHLET-CD eingebunden /TES 98, TRA 96/. ATHLET umfasst Module für die Thermo-Fluiddynamik (TFD), für die Wärmeleitung und Wärmeübertragung (HECU), für die Neutronen-Kinetik (NEUKIN), für die Steuerung und Regelung (GCSM) und zur Lösung der Differentialgleichungen (FEBE). Das TFD-Modul hat zwei unterschiedliche Gleichungssysteme zur Simulation der Fluiddynamik: ein 6-Gleichungsmodell mit vollständig separierten Erhaltungsgleichungen für die Wasser- und Dampfphase und ein 5-Gleichungsmodell mit nur einer Impulsgleichung für das Wasser-Dampf-Gemisch und einem allgemein gültigen Modell für die Relativgeschwindigkeit zwischen der Wasser- und Dampfphase. Außerdem können in der Dampfphase bis zu fünf nicht kondensierende Gase und in der Wasserphase Bor und gelöster Stickstoff simuliert werden. Ferner stehen spezielle Modelle für Pumpen, Ventile, Separatoren, Gemischspiegel und kritische Ausströmung zur Verfügung.

Das Modul ECORE umfasst Modelle für Brennstäbe, Steuerstäbe (Ag, In, Cd oder B_4C) und Brennelementkästen. Das Modul beschreibt das mechanische Brennstabverhalten (Ballooning), die Oxidation von Zirkonium und Borkarbid anhand von Arrhenius-Gleichungen, die Auflösung von Brennstoff durch Zirkonium und von Borkarbid durch Stahl, sowie das Schmelzen von metallischen und keramischen Komponenten. Nach dem vollständigen Aufschmelzen einer Komponente in einer Zone wird die Schmelzeverlagerung durch mit konstanter Geschwindigkeit ablaufende Strähnen simuliert. Das Modell berücksichtigt Oxidation, Erstarren, Wiederaufschmelzen und Wiedererstarren sowie das Entstehen und Auflösen von Blockaden. Der Dampfverbrauch und die Wasserstofferzeugung durch die Oxidation sowie eine Strömungsblockade werden im Fluiddynamik-Modell berücksichtigt /TRA 98/. Neben der konvektiven Wärmeübertragung wird auch Wärmestrahlung zwischen den Brennstäben und der Kernumgebung modelliert. Umgebende Kernstrukturen und Abstandhalter müssen mit dem Modul HECU (Wärmeübergang und -leitung) modelliert werden, wobei zwar Oxidationsvorgänge bis zum Erreichen der Schmelztemperatur, nicht aber Abschmelz- und Umlagerungsvorgänge sowie die Oxidation der Schmelze simuliert werden können.

Das Modul FIPREM beschreibt die Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung anhand von Arrhenius-Gleichungen. Für die Spaltproduktfreisetzung steht auch ein Diffusionsmodell zur Verfügung. Die Freisetzung von Absorbermaterial (Ag, In, Cd) wird über den

Partialdruck berechnet. Der Transport und die Rückhaltung der Spaltprodukte und Aerosole werden mit dem Programm SOPHAEROS simuliert, das vom Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) entwickelt wird.

Die Modelle zur Simulation der späten Phasen eines schweren Unfalls sind noch in der Entwicklung. Sie sollen das thermische Verhalten einer Partikelschüttung mit Schmelzen, Erstarren, Quenchen und Verlagerung in das untere Plenum, sowie das Versagen des Reaktordruckbehälters beschreiben. Das Modul MESOCO zur Simulation der Partikelschüttung ist bereits in ATHLET-CD implementiert. Es hat seine eigene Fluiddynamik für die Strömung in porösen Medien und ist an den Rändern mit der ATHLET-Fluiddynamik gekoppelt. Der Übergang von der nahezu intakten Kerngeometrie (ECORE) zur Partikelschüttung (MESOCO) erfolgt abhängig vom lokalen Grad der Kernzerstörung.

Das Programmsystem ATHLET/ATHLET-CD ist außerdem mit dem Containment Code System COCOSYS gekoppelt und wird als wesentliches Prozessmodell für Kernreaktoren in dem interaktiven Simulationssystem ATLAS verwendet.

4 Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD

Im Rahmen des Vorhaben RS 1155 wurden für die Validierung von ATHLET-CD sechs Bündelversuche mit elektrisch beheiztem Bündel, acht Bündelversuche mit nuklear beheiztem Bündel (in-pile) und zwei Einzeleffektversuche mit einem nuklear beheizten Stab (in-pile) ausgewählt. Die sechs der für die Validierung ausgesuchten Experimente mit elektrisch beheiztem Bündel wurden in der QUENCH-Versuchsanlage des FZK (Experimente: QUENCH-07, -08, -09 -10, -11) und in der russischen PARAMETER-Versuchsanlage des FSUE NPO „LUTCH“ (Experiment: PARAMETER-SF1) durchgeführt, die 8 Experimente mit nuklear beheiztem Bündel in der Versuchsanlage PHEBUS (Bündelexperimente: PHEBUS SFD C3+, SFD B9+, SFD AIC; Experimente mit Bündel und Loop-Komponenten: PHEBUS FPT2, FPT3), in der Integralversuchsanlage „Power Burst Facility (PBF)“ des Idaho National Engineering Laboratory (Experiment: PBF SFD 1-4) und im kanadischen NRU-Reaktor (Experimente mit einer in kommerziellen Reaktoren vorhandenen Brennstablänge (3,6 m): NRU FLHT-2, FLHT-5). Die beiden Einzeleffektexperimente wurden aus dem „Halden LOCA project“ ausgewählt (IFA 650.2, IFA 650.3).

Die Experimente QUENCH-07, -08, -09, -10, -11, PARAMETER-SF1, PHEBUS SFD C3+, PHEBUS FPT2, FPT3, NRU-FLHT-2, FLHT5 sowie die Einzeleffektexperimente IFA 650.2, IFA 650.3 des „Halden LOCA project“ wurden erstmals als Basis für die Validierung von ATHLET-CD verwendet.

Der Versuch QUENCH-11 wurde im Rahmen der Teilnahme am halb-blinden SARNET-Benchmark Problem mit ATHLET-CD analysiert. Ziel dieses Experiments war, das Ausdampfen eines mit Wasser gefüllten Bündels mit anschließendem Wiederauffüllen zu untersuchen.

Das Experiment PARAMETER SF1 (russische PARAMETER-Versuchsanlage des FSUE NPO „LUTCH“) wurde im Rahmen eines doppelt-blinden SARNET-Benchmark Problems vorausgerechnet. Die Besonderheit dieses Versuchs lag darin, dass erstmalig die Flutung eines überhitzten Kerns von oben experimentell und analytisch untersucht werden konnte.

Die Nachrechnung der Einzeleffektexperimente IFA 650.2 und IFA 650.3 aus dem „Halden LOCA project“ der OECD erfolgte im Rahmen der Vorbereitung und Teilnahme am “OECD LOCA Benchmark“, dessen Basis der Versuchslauf Halden-IFA650.3 ist.

Die Versuche PHEBUS SFD AIC und NRU FLHT-2 dienten bereits zur Validierung von früheren Programmversionen /BAA 90, BES 93/. Die Nachrechnung der Versuche PHEBUS SFD B9+ und PBF SFD 1-4 war Bestandteil der ATHLET-CD Validierung im Vorgängervorhaben RS 1100 (siehe /STE 03b/). Mit den erneuten Nachrechnungen sollten die jetzt aktuellen ATHLET-CD Versionen mit neuen bzw. verbesserten oder erweiterten Modellen (z. B. Berücksichtigung nichtkondensierender Gase, verbessertes Brennstabverhalten, Abschmelzmodell, Modelle für das keramische Schmelzen, Quenchfront-Modell, Hüllrohroxidation und H_2-Erzeugung) überprüft werden. Insbesondere sollten mit diesen Modellen physikalische Phänomene besser nachvollzogen werden.

Die Nachrechnungen der Experimente QUENCH-07, -09, -08 (Kap. 4.1 bis Kap. 4.3), PHEBUS SFD C3+, B9+, AIC (Kap. 4.4 bis Kap. 4.6) und PBF SFD 1-4 (Kap. 4.7) wurden im Zwischenbericht zu diesem Vorhaben /STE 05a/ bereits ausführlich diskutiert. Daher erfolgt in diesem Abschlussbericht bezüglich dieser Arbeiten eine etwas kürzere Darstellung der wesentlichen Ergebnisse.

Im Rahmen der externen Validierung wurden die Experimente PHEBUS FPT2, -FPT4, LOFT-FP-2, QUENCH-03, -07, -08 und der Unfall in der Reaktoranlage TMI-2 mit ATHLET-CD simuliert und bearbeitet. Eine zusammenfassende Darstellung der erzielten Ergebnisse ist in Kap. 4.16 zu finden.

4.1 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-07

Die QUENCH-Versuchsanlage wird in Kapitel 2.1 beschrieben. Mit dem Experiment QUENCH-07 wurde erstmals der Einfluss eines B_4C-Absorberstabs in einem voroxidierten LWR-Brennstabbündel auf die Abläufe bei hohen Temperaturen und einer anschließenden Abkühlung mit Dampf untersucht. Bei diesen Versuchsbedingungen wurden während der Zr- und B_4C-Oxidation sowie der Zerstörung der Stäbe gasförmige Reaktionsprodukte wie H_2, CO, CO_2 und CH_4 freigesetzt. Dieses Experiment wurde im Juli 2001 durchgeführt und lieferte zugleich einen Beitrag zur Vorbereitung des Experiments PHEBUS-FPT3.

Bei den Analysen zu QUENCH-07 konnte erstmals das für ATHLET-CD neu entwickelte B_4C-Oxidationsmodell verwendet werden /BAL 02/. Die Nachrechnung dieses Experiments erfolgte mit der Programmversion ATHLET-CD mod 1.1 Cycle J (ATHLET mod 1.2 Cycle E) /ERD 03a, STE05a/.

4.1.1 Nodalisierung der QUENCH–Teststrecke

Abb. 4.1-1 zeigt das Nodalisierungsschema der QUENCH-Teststrecke für die Analysen der Experimente QUENCH-07, -08, -09 mit ATHLET-CD.

Die Strömungspfade der Teststrecke werden von einem Einlass (INPIPE), dem Kühlmittelführungsrohr mit dem Bündel (BUNDLE) und dem Auslass (OFFPIPE) gebildet. Über die Querverbindungen (CROSSFLOW) zu einem Bypass (BYPASS) kann bei einer Blockadebildung im Bündel die Strömung aufrechterhalten werden.

Das Modell des Bündels berücksichtigt den zentralen Absorberstab (B_4C) mit dem inneren Ring aus 8 Brennstabsimulatoren (ROD2) sowie dem äußeren Ring mit 12 Brennstabsimulatoren (ROD3).

Der Strömungskanal (BUNDLE) wird von verschiedenen wärmeleitenden Strukturen umgeben. Die Struktur SHROUD, die das untere Plenum und den beheizten Teil der Teststrecke umgibt (Abb. 2.1-2), ist radial von innen nach außen entsprechend der Versuchsanordnung (Abb. 2.1-4) aus den 3 Materialien Zirkaloy (Shroud), ZrO_2-Isolierung und Stahl (innere Wand des Kühlrohrs, cooling jacket) aufgebaut. Die Struktur SHRTOP (Abb. 4.1-1) umfasst den Bereich oberhalb der Isolierung, in dem sich während des Experiments Argon befindet. Sie ist entsprechend der Struktur SHROUD aufgebaut, wobei hier anstelle der ZrO_2-Isolierung Argon mit einer modifizierten Wärmeleitfähigkeit modelliert wird. Das obere Plenum wird von der Struktur TOPHS umgeben. Einlass und Auslass sind auch von Wärmestrukturen umgeben.

Um den Bereich der ZrO_2-Isolierung herum wird der Kanal für die Gegenstromkühlung mit Argon abgebildet (JACKETTUBE), der von der äußeren Wand aus Stahl (OUTERWALL) begrenzt wird. Darüber ist ein weiterer Kühlkanal (TOPJACTUBE) angeordnet, durch den Wasser zur Kühlung strömt und der zur Umgebung nach außen von den Strukturen OUTERTOP1 bzw. OUTERTOP2 begrenzt wird.

Die fünf Abstandhalter (GRID1 bis GRID5) werden ebenfalls als Wärmestrukturen berücksichtigt. Die vier Eckstäbe wurden nicht gesondert modelliert.

Strömungskanäle und Strukturen sind in 20 axiale Zonen unterteilt, davon 10 im beheizten Bereich. Die Strukturen wurden ferner in radiale Schichten unterteilt. Speziell für die Umfassung der Teststrecke (SHROUD) im beheizten Bereich wurde folgende Aufteilung verwendet: 2 Schichten für den inneren Zr-Ring, 8 Schichten für die ZrO_2-Isolierung und wiederum 2 Schichten für die innere Stahlwand des Kühlmantels.

Zusätzlich zum konvektiven Wärmeaustausch wurde auch der Energieübertrag infolge Strahlung berücksichtigt. Dieser erfolgte sowohl von den Brennstäben an die umgebenden Strukturen als auch zwischen den Strukturen.

4.1.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf der Quench-Versuche ist in Kapitel 2.1 allgemein dargestellt. In /SEP 03/ wird der Versuch QUENCH-07 ausführlich beschrieben.

Tabelle 4.1-1 gibt einen Überblick über wesentliche Ereignisse während des Versuchablaufs von QUENCH-07. Anhand dieser Tabelle und der Bündelleistung wird nachfolgend der Versuchsablauf zusammen mit den Anfangs- und Randbedingungen kurz dargestellt.

Die Abb. 4.1-2 zeigt die Bündelleistung und die Dampfeinspeisung während des Experiments. Dargestellt sind die gesamte elektrische Leistung (Ptot) aus dem Experiment sowie die bei der Rechnung als Eingabe verwendete elektrische Leistung (Input). Unter Berücksichtigung der Verluste in den zu den Heizdrähten führenden Leitungen stehen für die Aufheizung der Teststrecke etwa 70 % der elektrischen Leistung zur Verfügung. Während der stufenweise Erhöhung der elektrischen Leistung wurde das Bündel von Dampf und Argon mit jeweils ~3 g/s bei einem Druck von ~0,2 MPa durchströmt.

Bereits nach 2040 s wurde im Abgasstrom He detektiert, was das Versagen des Absorberstabs bei ~1585 K bedeutete. Kurze Zeit später (2160 s) enthielt der Abgasmassenstrom auch CO und CO_2. Nach ca. 3090 s wurde ein Eckstab aus dem Bündel entfernt, um das Ausmaß der Oxidation festzustellen. In der Ebene 950 mm war nach 3322 s eine leichte Temperatureskalation ab ~1850 K festzustellen, die kurze Zeit später zum Versagen sowohl eines Hüllrohrs (3481 s) als auch des Shrouds (3486 s) führte.

Sobald zwei Thermoelemente am Shroud bei 950 mm eine Temperatur von 2073 K anzeigten (3557 s), wurde die Quenchphase mit der Einspeisung von gesättigtem Dampf (15 g/s) eingeleitet. Die Leistung wurde noch für ~20 s weiter erhöht und dann innerhalb von 15 s von 18,5 auf 4 kW abgesenkt. Nach ~150 s erfolgte die Abschaltung.

Bei der Analyse der Transiente wurde die Oxidation der Hüllrohre, der Abstandhalter (GRID2 – 5) und die der Innenseite des Kühlmittelführungsrohrs berücksichtigt. Die O-

xidation des Zirkons wurde mit den Beziehungen von Cathcart (<1853 K) bzw. Urbanic/Heidrick (>1853 K) simuliert.

4.1.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Temperaturverhalten

In Abb. 4.1-3 sind der gemessene Temperaturverlauf eines Eckstabs (TIT A/13) und die gemessenen und gerechneten Temperaturverläufe des Absorberstabs in drei ausgewählten Höhen im Bereich der maximal aufgetretenen Temperaturen eingetragen. Während die Leistung des Bündels in der Aufheizphase erhöht und dann auf 13,1 kW gehalten wird, steigen die Temperaturen langsam an, bis nach ~2200 s der Eckstab ~1720 K erreicht (Abb. 4.1-3, TIT A/13). Die Rechenergebnisse für den Absorberstab weisen gegenüber den Messwerten einen geringeren Temperaturanstieg auf, sodass bei Beginn der anschließenden Phase, in der im Experiment die Temperatur des Eckstabs auf ~1720 K gehalten wird, die Absorberstabtemperaturen der Rechnung um mehr als 200 K unter denen des Experiments liegen. Im Vergleich zum nahezu konstanten Verlauf des Experiments steigen die gerechneten Temperaturen dann weiterhin leicht an.

Ein ähnliches Verhalten zeigen auch die Temperaturverläufe des Bündels. Ein ausgeprägtes Temperaturplateau, wie es beim Experiment festzustellen ist, wird von dieser Rechnung nicht nachvollzogen (z. B. Abb. 4.1-4). Auch bei Versuchsnachrechnungen zu anderen QUENCH-Experimenten konnte dieses Temperaturplateau nicht exakt nachvollzogen werden. Der Grund hierfür liegt in den relativ großen Unsicherheiten versuchstechnischer Daten, wie z. B. der externe elektrische Widerstand oder insbesondere die Wärmekapazität und ~leitung der Bündelumfassung.

Die maximal aufgetretene Temperatur im Bündel konnte wegen des Ausfalls mehrerer Thermoelemente experimentell nicht genau bestimmt werden. Vor der Abkühlphase sind die höchsten Temperaturen im beheizten Bereich von 850 mm bis 950 mm aufgetreten. Oberhalb des beheizten Bereichs wurden die höchsten Temperaturen zwischen 1150 mm und 1350 mm kurz nach Beginn der Abkühlphase gemessen (bis ~2145 K). Während im unteren Bündelbereich die Kühlwirkung des Dampfes dominierte, wurde im oberen, heißeren Bereich die Temperatureskalation infolge des plötzlich von 3 auf 15 g/s erhöhten Dampfangebots angeregt.

- Wasserstofferzeugung und B_4C-Reaktion

Ein wichtiges Untersuchungsziel der QUENCH–Versuche ist die Messung der Quellterme. Der Verlauf der H_2–Erzeugungsrate in Abb. 4.1-5 zeigt zu Beginn der Oxidationsphase ab ~2000 s gegenüber dem Experiment eine deutlich geringere Erzeugungsrate. Vom Start der Transiente an (3140 s) bis zum Beginn der Abkühlphase zeigen die Ergebnisse einen qualitativ ähnlichen Anstieg. Zusätzlich zur H_2–Rate wurde auch die von ATHLET-CD am Bündelaustritt errechnete Dampfrate in das Diagramm eingetragen, wobei die Dampfrate zur Verbesserung der Übersichtlichkeit der Darstellung entsprechend dem Molenverhältnis verringert wurde (Steam / 9). Es zeigt sich, dass bei der Rechnung während der Oxidation im gesamten Ablauf kein Dampfmangel auftritt.

In Abb. 4.1-6 ist die integral erzeugte H_2-Masse dargestellt. Während beim Experiment mit dem Erreichen von ~1720 K bereits eine starke H_2-Erzeugung beginnt, erfolgt sie bei der Rechnung nur sehr langsam. Der enorme Zuwachs der H_2–Masse tritt während der Abkühlphase mit dem Beginn der Zerstörung des Shrouds auf. Bei der ersten Auswertung der Daten des Massenspektrometers wurde eine H_2-Gesamtfreisetzung von 198 g ermittelt, wobei 137 g während der Abkühlphase erzeugt wurden /SEP 03/. Eine neue Auswertung unter Berücksichtigung der Oxidschichtdicken ergab eine H_2-Gesamtfreisetzung von 177 g /STM 04/. Die von ATHLET-CD errechneten Werte der Gesamtfreisetzung (H2 tot calc) sind mit 91 g, wobei 77 g auf das Bündel entfallen, deutlich niedriger. Beim Experiment findet nach dem Durchschmelzen des aus Zr bestehenden Shroud auch eine Oxidation der Shroud-Außenseite statt, die vom Programm derzeit nicht simuliert werden kann. Weiterhin wird von ATHLET-CD die Oxidation der Eckstäbe (10 g), der Temperaturmessfühler (4 g) sowie der Molybdän-Elektrode (22 g) und der Schmelze (13 g) nicht erfasst, d. h. allein durch diese bei der Rechnung nicht berücksichtigten Oxidationsvorgänge wird beim Experiment nach /STM 04/ eine Wasserstoffmasse von insgesamt 49 g erzeugt. Die Oxidation des Absorberstabs trägt mit ca. 12 % zur H_2-Erzeugung im Bündel bei (vergl. H2(CRGT+B4C) calc. und Bundle calc.).

Wie aus Abb. 4.1-7 hervorgeht, wird im Versuch nach 2160 s erstmals eine deutliche Zunahme der Reaktionsprodukte CO und CO_2 festgestellt, bei der Rechnung nach ~2760 s, sobald das Stahlhüllrohr versagt. Beim Experiment ist bis zum Beginn der Temperatureskalation die Erzeugungsrate von CO nahezu konstant, wohingegen die von CO_2 kontinuierlich auf etwa die 3,5-fache Rate von CO ansteigt. Bei der Rechnung ergeben sich für CO und CO_2 etwa gleich große, stetig zunehmende Reaktionsraten.

Speziell beim CO sind während der Anfangsphase der Temperatureskalation die Entstehungsraten bei Rechnung und Experiment in etwa von gleicher Größe. Der anschließende steile Anstieg der Reaktionsprodukte wird auch von der Rechnung wiedergegeben. Außer den bereits aufgeführten Reaktionsprodukten entsteht bei der Rechnung in Übereinstimmung zum Experiment in sehr geringem Maße CH_4. Das Rechenmodell berücksichtigt auch die Entstehung von HBO_2 während des 2.-Oxidationsschritts der B_4C-Oxidation aus B_2O_3. Beim Experiment kann die Entstehung von HBO_2 derzeit nur qualitativ nachgewiesen werden.

In Abb. 4.1-8 sind ergänzend die Zeitverläufe der Massen der Reaktionsprodukte CH_4, CO und CO_2 dargestellt. Die gerechneten Werte sind um ca. 60 % niedriger als die experimentellen Daten. Nach der Rechnung wurden nur ca. 12,4 g des B_4C oxidiert gegenüber ca. 31,5 g bei der Messung. Diese sich aus der Auswertung der Messdaten ergebende Masse würde bedeuten, dass während des Experiments etwa 40 % des im Absorberstab vorhandenen B_4C oxidiert wurde. Vom Experimentator durchgeführte Nachuntersuchungen (post test examinations, PTE) des Bündels ergaben dagegen, dass die B_4C-Oxidation nur zu ca. 20 % stattgefunden hat. Demnach wurden beim Experiment nur ~15,8 g des Absorbermaterials oxidiert. Bei Berücksichtigung dieser um die Hälfte geringeren Oxidation liegt der mit ATHLET-CD berechnete Wert nur noch wenig unterhalb des experimentellen Werts.

- Abschmelzverhalten, Energiebilanz

In den beiden Diagrammen der Abb. 4.1-9 sind getrennt für den Absorberstab und die Brennstäbe die mit ATHLET-CD errechneten Massen metallischer und keramischer Schmelzen sowie die der durch Abkühlung entstehenden Krusten dargestellt. Die Schmelztemperatur des Absorberstabs wird in einigen Bereichen mit Beginn der Temperatureskalation erreicht, in anderen dann später etwa zum Ende der Temperatureskalation (Kurvenverlauf: Schmelze). Der Anstieg des Kurvenverlaufs „Kruste“ weist auf das Erstarren der gebildeten Schmelze hin. In den Brennstäben tritt keine keramische Schmelze auf (ker. Schmelze, ker. Kruste). Zum Ende der Temperatureskalation wird die Schmelztemperatur der Hüllrohre erreicht, was zur Bildung einer metallischen Schmelze (met. Schmelze) führt, die aber sehr rasch abkühlt (met. Kruste).

Abb. 4.1-10 zeigt den Verlauf des gemessenen Innendrucks im Brennstab (P 411), den gemessenen Druck im Spalt zwischen Shroud und Kühlrohr (P 406, Shr) sowie die mit ATHLET-CD errechneten Innendrücke in den Brennstäben (ROD2, ROD3). Beim Experiment weist zuerst nach 3481 s die Krypton-Messung im Abgasstrom auf das Auf-

brechen der Hüllrohre der Brennstabsimulatoren hin und aufgrund der Trägheit des Messsystems dann nach ca. 3580 s auch die Druckanzeige (P 411). Der errechnete Innendruck der Brennstäbe (ROD2, ROD3) steigt stetig bis zum Erreichen des Berstkriteriums (Dehnung >38 %) nach 3431 s an. Ein Versagen des Shrouds (Durchschmelzen) nach 3486 s (P 406, Shr) kann, wie oben bereits ausgeführt, mit dem Strukturmodell in ATHLET-CD nicht simuliert werden.

In Abb. 4.1-11 sind die Leistungen im Bündel (ohne Shroud und Abstandhalter) bilanziert. Die Abbildung enthält die Zeitverläufe der elektrischen Heizleistung (Ptot exp., Input), des Wärmestroms zum Fluid (to fluid), der Abgabe von Strahlungswärme an kältere Strukturen (to structures) und der zeitlichen Änderung der in den Bündelstrukturen gespeicherten Energie (stored). Es zeigt sich, dass während der Abkühlphase nahezu doppelt soviel Leistung infolge der Oxidation (oxidation) erzeugt wird, wie durch die elektrische Aufheizung (Ptot exp., Input) dem Bündel zugeführt wird.

4.1.4 Zusammenfassende Diskussion

QUENCH-07 war das erste Experiment in der QUENCH-Versuchsanlage, bei dem der Einfluss eines B_4C-Absorberstabs auf ein voroxidiertes LWR-Brennstabbündel bei hohen Temperaturen und bei Abkühlung mittels Dampf untersucht wurde. Bei diesen Versuchsbedingungen wurden während der Zr- und B_4C-Oxidation sowie der Zerstörung der Stäbe gasförmige Reaktionsprodukte wie H_2, CO, CO_2, und CH_4 freigesetzt.

Bei den Analysen zu QUENCH-07 wurde das für ATHLET-CD neu entwickelte B_4C-Oxidationsmodell eingesetzt /BAL 02/.

Der Vergleich der analytischen mit den experimentellen Daten der H_2-Erzeugung zeigt in der Phase, in der beim Experiment ein relativ ausgeprägtes Temperaturplateau gehalten wird, bereits eine deutliche Unterschätzung der H_2-Erzeugungsrate bzw. der integralen H_2-Erzeugung. Der Grund für diese Unterschätzung ist im Wesentlichen darin zu suchen, dass bei dieser Nachrechnung das Temperaturplateau aufgrund von Modellschwächen (z. B. derzeit kein Abschmelzen des Shrouds möglich) sowie Unsicherheiten bei den Randbedingungen (z. B. Materialdaten des Shrouds) nicht zufrieden stellend simuliert werden konnte.

Wegen der bei der Rechnung zu niedrigen Temperaturen im Bündel erfolgt die anschließend einsetzende B_4C-Oxidation im Vergleich zum Experiment wesentlich später. In der Nachrechnung werden die erzeugten Massen von H_2, CO und CO_2 gegenüber

den Messdaten zwar stark unterschätzt, berücksichtigt man jedoch die Erkenntnisse der Nachuntersuchungen, nach denen nur bis zu 20 % des Borkarbids oxidiert sind, dann ergibt sich bezüglich der berechneten Massen von CO und CO_2 eine bessere Übereinstimmung. Mit einem Modell zur Berücksichtigung der Oxidation des aufgelösten Borkarbids wird, wie neuere Analysen zeigen, eine noch weitere Verbesserung erzielt /TRA 04/.

4.2 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-09

Das Experiment QUENCH-09 wurde im Juli 2002 in ähnlicher Weise wie QUENCH-07 durchgeführt. Im Unterschied zu QUENCH-07 wurde bei QUENCH-09 während der B_4C-Oxidationsphase der Dampfdurchsatz von 3 g/s auf 0,3 g/s reduziert, um im Bündel eine fortschreitende Oxidation durch Dampfmangel zu begrenzen. Ferner wurde die Abkühlung bei QUENCH-09 mit 50 g/s Sattdampf statt mit 15 g/s bei QUENCH-07 durchgeführt. Beim geplanten Experiment PHEBUS-FPT3 soll auch eine Phase, in der Dampfmangel vorherrscht, erreicht werden, so dass hier dann ein Vergleich möglich ist. Die höhere Abkühlrate gibt zusätzliche Informationen über das Verhalten während der Abschreckungsphase eines heißen Bündels.

Das Experiment QUENCH-09 wurde mit ATHLET-CD mod 1.1 Cycle K (mit ATHLET mod 2.0 Cycle A) nachgerechnet /ERD 03b/ und wurde ebenfalls im Zwischenbericht zum Projekt /STE 05a/ diskutiert.

Bei der Nachrechnung wurden zunächst die gleichen Oxidationsmodelle verwendet wie für die Nachrechung des Versuchs QUENCH-07 (Kap. 4.1), d. h. für die Zr-Oxidation die Beziehungen nach Cathcard (<1853 K) bzw. Urbanic/Heidrick (>1853 K) und für die B_4C-Oxidation die Beziehung nach Steinbrück. Auch in diesem Fall ergaben sich viel zu niedrige Freisetzungsraten für die Reaktionsprodukte, was einer zu niedrigen Oxidation entspricht. Mit dieser Rechnung, nachfolgend als „LO (low oxidation) case“ bezeichnet, konnten wie bei QUENCH-07 die im Experiment aufgetretenen Temperaturen nicht erreicht werden. Daher wurden von den Entwicklern aus den Experimenten Verdi und BOX neue Gleichungen für die B_4C-Oxidation abgeleitet, die speziell bei Temperaturen über 1800 K höhere Oxidationsraten ergeben, und in ATHLET-CD eingebaut. In der anschließenden zweiten Nachrechnung von QUENCH-09, nachfolgend als „RC (reference case)“ bezeichnet, wurde dann für die Zr-Oxidation das Modell mit den Oxidationsraten nach Leistikow (<1573 K) bzw. Prater/Courtright (>1573 K) und für die B_4C-Oxidation das neue, von den Entwicklern bereitgestellte Oxidationsmodell verwendet.

Damit wurden gute Übereinstimmungen zwischen den gerechneten und den experimentellen Ergebnissen erzielt.

4.2.1 Nodalisierung der QUENCH – Teststrecke

Für die Analyse des Experiments QUENCH-09 wurde das gleiche Nodalisierungsmodell der QUENCH–Teststrecke verwendet wie für die Analyse des Experiments QUENCH-07 (s. Kap. 4.1.1 und Abb. 4.1-1).

4.2.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf der Quench-Versuche ist in Kapitel 2.1 allgemein dargestellt. In /SEP 03/ wird der Versuch QUENCH-09 ausführlich beschrieben.

Tabelle 4.2-1 gibt einen Überblick über wesentliche Ereignisse während des Versuchablaufs von QUENCH-09.

Die Abb. 4.2-1 zeigt die Bündelleistung zusammen mit der Argon- und Dampfeinspeisung während des Experiments. Dargestellt sind die gesamte elektrische Leistung (Ptot elec.), die für die Rechnung als Eingabe verwendete elektrische Leistung (Input elec.) sowie die unter Berücksichtigung des äußeren Widerstands (3,6 mΩ pro Stab) im Bündel für die Aufheizung zur Verfügung stehende Leistung (Bundle). Die elektrische Leistung wurde wie bei QUENCH-07 stufenweise erhöht. Bereits nach 2280 s wurde im Abgasstrom He detektiert, wodurch das Versagen des Absorberstabs bei ~1555 K angezeigt wurde (QUENCH-07: Versagen bei T: ~1585 K; 2040 s).

Obwohl diese Phase des Experiments und die nachfolgenden ~300 s genauso durchgeführt wurden wie bei QUENCH-07, wurden bei QUENCH-09 bis zum Beginn der Abkühlphase im Gegensatz zu QUENCH-07 keine Reaktionsprodukte aus der B_4C-Oxidation (CO, CO_2, CH_4) festgestellt (s. u.).

Etwa nach 2600 s wurde im Abgasstrom Krypton gemessen, wodurch das Versagen mindestens eines Brennstabsimulators angezeigt wurde. Die maximale Temperatur im Bündel betrug zu diesem Zeitpunkt ~2050 K. Durch einen Druckabfall im Ringbereich zwischen dem Shroud und dem Kühlrohr wurde das Durchschmelzen des Shrouds nach ~2623 s angezeigt.

Die Dampfeinspeisung wurde nach 2637 s auf 0,3 g/s reduziert, um im Bündel die Oxidation wegen Dampfmangels zu beenden. Während der weiteren Leistungssteigerung bewegte sich die Front der Temperatureskalation in untere Bereiche, während in den oberen Bereichen die Bündeltemperaturen infolge des geringen Dampfmassenstroms und der somit begrenzten Möglichkeit zur Oxidationsreaktion abfielen.

Zum Ende der Phase des Dampfmangels bei 3316 s waren ~60 g H_2 erzeugt worden. Reaktionsprodukte aus einer B_4C-Oxidation wurden während dieser Phase nicht gemessen.

Die Abkühlphase startete nach 3316 s mit der Einspeisung von gesättigtem Dampf (~50 g/s) und der Reduzierung der Leistung.

Nach ~3343 s versagte das Kühlrohr. Auch noch nach Abschalten der elektrischen Leistung, wurden größere Mengen an H_2, CO sowie CO_2 gemessen und für eine kürzere Zeit auch geringere Mengen an CH_4. Für einen Zeitraum von 2 min ließ sich die Erzeugung von HBO_2 qualitativ nachweisen.

4.2.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Vergleich „LO (low oxidation) case“ (Zr-Oxidationsraten nach Cathcard-Urbanic/Heidrick und B_4C-Oxidationsraten nach Steinbrück) mit
  „RC (reference case)“ (Zr-Oxidationsraten nach Leistikow-Prater/Courtright und B_4C-Oxidationsraten nach Verdi/BOX-Experimenten)

Bis zum Beginn der Phase konstanter Leistung von ~13 kW (~1950 s, Abb. 4.2-1) zeigen beide Fälle in etwa das gleiche Verhalten.

Danach flacht der Temperaturanstieg bei Verwendung der “LO case“-Oxidationsraten ab, hingegen steigt mit den „RC case“-Oxidationsraten die Temperatur weiterhin stetig an (Abb. 4.2-2). Mit den „LO case“-Oxidationsraten steigen bis zum Beginn der Abkühlphase (3316 s) die Temperaturen nur langsam weiter an. Dagegen erfolgt mit den „RC case“-Oxidationsraten auch während des Leistungsplateaus ein deutlicher Temperaturanstieg über die Messwerte hinaus.

Sehr deutlich sind die Unterschiede beim Oxidationsverhalten. Eine ausgeprägte Spitze der H_2-Erzeugung zu Beginn der Leistungstransiente (~3310 s, Abb. 4.2-6) wird mit den „LO case“-Oxidationsraten überhaupt nicht erfasst. Der gemessene Dampfmangel

tritt bei dem „LO case“ während des gesamten Leistungsanstiegs nicht auf. Im weiteren Verlauf der Rechnung ist nur zu Beginn der Abkühlphase eine äußerst kurze Spitze der H_2-Erzeugung zu erkennen. Die Erzeugung von CO, CO_2 und CH_4 ist sehr gering. Selbst bei Beginn der Abkühlphase ist mit den „LO case“-Oxidationsraten im Gegensatz zum „RC case“ (Abb. 4.2-6) keine nennenswerte Erzeugung eines dieser Gase festzustellen. Damit zeigen die Ergebnisse, dass die „LO case“ Oxidationsraten für die Analyse des Versuchs QUENCH-09 nicht geeignet sind.

- „RC case“: Temperaturen

Im Vergleich zum Experiment wird der Temperaturanstieg des Absorberstabs von der Rechnung sehr gut wiedergegeben. Während des Experiments wurde das Aufschmelzen des Stabs nach 2280 s durch das Auftreten von He gemessen. Bei der Rechnung wurde die vorgegebene Versagenstemperatur des Absorberstabs von 1523 K nach 2314 s erreicht. Die Differenz zum Experiment ist mit 34 s sehr gering.

Bis zum Beginn der Temperatureskalation (~2600 s) ist bei den Temperaturverläufen im mittleren Bereich zwischen Rechnung und Experiment (Abb. 4.2-2) eine sehr gute Übereinstimmung festzustellen. Danach erfolgt der Temperaturanstieg bei der Rechnung gegenüber dem Experiment früher.

In der Ebene 950 mm (Abb. 4.2-4) weisen anfangs gerechnete und gemessene Hüllrohr- und Shroud-Temperaturen eine sehr gute Übereinstimmung auf. Die Zeitpunkte der Temperatureskalationen sowohl zu Beginn der Leistungsminderung (~2600 s) als auch zu Beginn der Abkühlphase (3316 s) werden von der Rechnung sehr gut wiedergegeben. Die ausgeprägte Temperaturspitze der Rechnung bei ~2600 s wird allerdings vom Experiment in dieser Höhe nicht angezeigt. Hier könnte ein Versagen der Thermoelemente vorliegen, weil Messwerte oberhalb des beheizten Bereichs ausgeprägte Temperaturspitzen bis zu 2200 K zeigen /SEP 03/. Mit Beginn der Temperatureskalation nach ~2600 s werden von ATHLET-CD für die Hüllrohre und den Shroud bis über die Abkühlphase hinaus nahezu die gleichen Temperaturverläufe ausgewiesen. Beim Experiment bleibt dagegen der Shroud nach der ersten Temperatureskalation für eine Zeit von ca. 500 s auf einer Temperatur von ~2000 K, während die Hüllrohrtemperaturen nach dem Erreichen eines Spitzenwertes deutlich abfallen.

- „RC case“: Brennstabinnendruck

Abb. 4.2-5 zeigt die Verläufe des gerechneten und gemessenen Brennstabinnendrucks, den gemessenen Druck im Spalt zwischen Shroud und Kühlrohr sowie den gemessenen Verlauf der Kr-Konzentration (conc. Kr) im Abgasstrom. Beim Experiment weist zusätzlich zum Abfall der Druckanzeige (P 411) auch das Auftreten von Kr (conc. Kr) im Abgasstrom auf das Aufbrechen der Hüllrohre der Brennstabsimulatoren nach 2600 s hin. Der errechnete Innendruck der Brennstäbe steigt im Gegensatz zur Messung bis zum Erreichen des Berstkriteriums (Vorgabe: Dehnung >38 %) nach 2624 s stetig an. Ein Versagen des Shrouds (Durchschmelzen) nach 2623 s (P 406) kann, wie oben bereits ausgeführt, mit dem Strukturmodell in ATHLET-CD nicht simuliert werden.

- „RC case“: Wasserstofferzeugung und B_4C-Reaktion

Die errechnete H_2–Erzeugungsrate (Abb. 4.2-6 „oben“) zeigt vom Beginn der Transiente an (2605 s) bis zur ersten H_2–Erzeugungsspitze eine sehr gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Verlauf. Die Dauer dieser ersten H_2-Erzeugungsspitze zu Beginn der ersten Leistungs- bzw. Temperaturexkursion ist bei der Rechnung wesentlich kürzer als beim Experiment. Dementsprechend ist die mit ATHLET-CD bis zum Beginn der Abkühlphase ermittelte, integral erzeugte Masse mit ~50 g etwas geringer als beim Experiment mit ~60 g (Abb. 4.2-6 „unten“). Der Zeitpunkt dieser zweiten heftigen Oxidation wird in sehr guter Übereinstimmung mit dem Experiment berechnet, nicht aber die Dauer der H_2-Erzeugung.

In die Abb. 4.2-6 „oben“ ist zusätzlich zur H_2-Erzeugungsrate der gerechnete, aus dem Bündel austretende Dampfmassenstrom eingetragen, wobei dieser zur Verbesserung der Übersichtlichkeit dem Molenanteil entsprechend verringert wurde (Steam / 9). Bereits kurz nach Beginn der Transiente wird der in das Bündel eingespeiste Dampf teilweise für die Oxidationsreaktion verbraucht und ab 2636 s (Reduktion der Dampfeinspeisung von 3 auf 0,3 g/s) dann vollständig. Erst mit der Einspeisung von 50 g/s während der Abkühlphase strömt wieder Dampf aus dem Bündel.

Die vorläufige Auswertung der experimentellen Daten ergab insgesamt eine H_2-Masse von ~486 g /STM 04/. Die Rechnung lieferte hier nur einen Wert von ~106 g. Beim Experiment findet nach dem Durchschmelzen des aus Zr bestehenden Shroud auch eine Oxidation der Shroud-Außenseite statt, die vom Programm derzeit nicht simuliert werden kann. Weiterhin wird von ATHLET-CD die Oxidation der Eckstäbe (22 g), der Temperaturmessfühler (8 g), der Molybdän-Elektroden (100 g) und der Wolfram-Heizstäbe (23 g) nicht erfasst, d. h. durch diese vom Programm bzw. bei der Modellierung nicht berücksichtigten Oxidationsvorgänge wird beim Experiment nach /STM 04/

eine Wasserstoffmasse von insgesamt 153 g erzeugt. Die Oxidation des Steuerstabs trägt mit ca. 19 g zur H_2-Erzeugung im Bündel bei (Experiment). (vergl. H2(CRGT+B4C) calc. und Bundle calc.).

Bei der Rechnung entstehen dagegen nur 8,7 g H_2 (H2(CRGT+B4C) calc., Abb. 4.2-6 unten). Dies sind ~8,2 % der insgesamt erzeugten H_2-Masse.

Ergänzend zur gesamten H_2-Erzeugung (H2(tot)) ist in Abb. 4.2-6 „unten“ auch die H_2-Masse eingetragen, die bei der Rechnung allein aus der Oxidation des Brennstabbündels entsteht (H2(Bundle)). Die Differenz zur Gesamtmasse ist somit die von der Oxidation der Shroud-Innenseite erzeugte H_2-Masse.

Mit Beginn der Abkühlphase erfolgt auch die Bildung signifikanter Mengen von CO und CO_2 infolge der B_4C-Oxidation. CH_4 entsteht nur in geringem Umfang. In Abb. 4.2-7 sind die Verläufe der Reaktionsprodukte der B_4C-Oxidation dargestellt. Während die Entstehung von größeren Mengen CO und CO_2 über einen Zeitraum von über 180 s gemessen wurde, werden bei der Rechnung diese Reaktionsprodukte in merklichem Umfang nur innerhalb von ~100 s erzeugt (Abb. 4.2-7 „oben“). Demzufolge ist bei der Rechnung die integral erzeugte Masse der Reaktionsgase CH_4, CO und CO_2 deutlich geringer als beim Experiment (Abb. 4.2-7 „unten“). Ähnlich wie bei QUENCH-07 können auch hier die gemessenen CO und CO_2 Mengen nicht aus dem anfangs im Versuchsstand vorhandenen B_4C-Inventar (~75 g) entstanden sein. Eine erzeugte Masse von 55 g CO+CO_2 entspricht einem B_4C-Inventar von ~94 g, was im Vergleich zum möglichen Maximalwert von ~75 g viel zu hoch ist.

Der Rechnung entsprechend entsteht beim zweiten Oxidationsschritt HBO_2 (94 g) aus der Reaktion von B_2O_3 mit H_2O. In Abb. 4.2-7 ist auch dieses Reaktionsprodukt mit eingetragen, wobei der Kurvenverlauf im Hinblick auf eine übersichtliche Darstellung mit dem Faktor 1/10 multipliziert ist (HBO_2 / 10). Die Auswertung der Messdaten ergibt, dass das HBO_2-Messsignal noch über 2 min länger ansteht, als die Signale der CO- und CO_2-Messungen.

Bei der Oxidation wird viel Energie freigesetzt. Zu Beginn der Abkühlphase weist die Rechnung eine maximale Oxidationsleistung von ~510 kW aus, zu der die Oxidation des Absorbermaterials B_4C ~7 kW beiträgt, was etwa 1,4 % der maximalen Oxidationsleistung entspricht. Das Verhältnis der gesamten Oxidationsleistung (~510 kW) zur zugeführten elektrischen Leistung (~15 kW bei 3340 s) beträgt ~34.

4.2.4 Zusammenfassende Diskussion

QUENCH-09 war das zweite Experiment in der QUENCH-Versuchsanlage, bei dem der Einfluss eines B_4C-Absorberstabs auf ein voroxidiertes LWR-Brennstabbündel bei hohen Temperaturen und bei einer Abkühlung mittels Dampf untersucht wurde. Bei diesen Versuchsbedingungen wurden während der Zr- und B_4C-Oxidation gasförmige Reaktionsprodukte wie H_2, CO, CO_2, und CH_4 freigesetzt.

Speziell diese Phase, aus der sich die Temperatureskalation entwickeln kann, ist für den Unfallablauf von Bedeutung. Der Vergleich der analytischen mit den experimentellen Daten der H_2-Erzeugung zeigt in dieser Phase eine recht gute Übereinstimmung. Dagegen wurde von ATHLET-CD während der Quenchphase die H_2-Erzeugung nicht zufrieden stellend wiedergegeben. Dies liegt einerseits an messtechnischen Unsicherheiten und andererseits an der nicht vollständigen Simulation der Vorgänge in der Versuchsanlage. So kann z. B. mit ATHLET-CD die Oxidation des aus Zr bestehenden Shrouds auf der Außenseite nicht simuliert werden. Während des Experiments ist bei 2623 s der Shroud durchgeschmolzen und später bei 3343 s noch das innere Rohr des mit Ar gefüllten Kühlkanals (cooling jacket in Abb. 2.1-4).

Die Ergebnisse der Rechnung zur B_4C-Oxidation zeigen in der frühen Phase eine befriedigende Übereinstimmung mit den experimentellen Daten.

Weil die Leistungs- bzw. Temperaturexkursion mit einer ersten H_2-Erzeugungsspitze im Kern bereits kurz vor der Reduktion der Dampfeinspeisung von 3,3 auf 0,3 g/s (Beginn der Dampfmangelphase bei 2636 s) aufgetreten ist, die Entwicklung von CO, CO_2 und CH_4 aber erst mit der Erhöhung der Dampfeinspeisung von 0,3 auf 50 g/s (Beginn der Abkühlphase bei 3316 s) einsetzt, ist anzunehmen, dass für die in der Rechnung richtige Simulation der Temperaturexkursion eher die Verwendung der Zr-Oxidationsraten nach Leistikow bzw. Prater/Courtright verantwortlich ist, als die Verwendung der neuen B_4C-Oxidationsraten nach den Verdi/BOX-Experimenten.

Abschließend ist darauf hinzuweisen, dass QUENCH-09 ein Experiment mit einer unerwartet heftigen Leistungs- und Temperaturexkursion aufgrund der Zr-Oxidation war. Wie die Rechnungen vermuten lassen, wäre durch geringfügige Änderungen der Versuchsrandbedingungen, mit nur um wenige Grad reduzierten Kerntemperaturen, beim Experiment die heftige Temperaturexkursion wahrscheinlich nicht erfolgt, d. h. der in einem labilen Grenzbereich abgelaufene Störfall wäre nicht „umgekippt“ und in etwa so abgelaufen wie in der ersten Rechnung. Auch in /BAL 03/ wird darauf hingewiesen,

dass bei der Simulation des Versuchs QUENCH-09 bereits kleine Unterschiede in den Randbedingungen (z. B. elektrische Leistungsverluste oder Oxidationsmodelle) dafür verantwortlich sind, dass es zu einer ersten Temperatureskalation kommt oder gerade nicht mehr.

4.3 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-08

Das Experiment QUENCH-08 wurde als Vergleichstest zu QUENCH-07 definiert, bei dem erstmals in dieser Versuchsanlage der Einfluss eines B_4C-Absorberstabs auf die Abläufe bei hohen Temperaturen und einer anschließenden Abkühlung mittels Dampf untersucht wurde. Bei sonst möglichst gleichen Versuchsbedingungen wurde für QUENCH-08 der B_4C-Absorberstab durch einen unbeheizten ZrO_2-Stab ersetzt, so dass hier im Unterschied zu QUENCH-07 keine B_4C-Oxidation stattfinden konnte und somit die Bildung der gasförmigen Reaktionsprodukte CO, CO_2, CH_4, sowie die Freisetzung von zusätzlichem H_2, mit dem hiermit verbundenen Wärmeumsatz, entfiel.

Der Versuch QUENCH-08 wurde am 24. Juli 2003 durchgeführt und lieferte als Vergleichstest zu QUENCH-07 ebenfalls einen Beitrag zur Vorbereitung des Experiments PHEBUS-FPT3. Die Nachrechnung dieses Versuchs mit der Code-Version ATHLET-CD mod 1.1 Cycle L (mit ATHLET mod 2.0 Cycle A) ist ausführlich in /AUS 04c, STE 05a/ dokumentiert. Daher wird an dieser Stelle nur eine Zusammenfassung gegeben.

4.3.1 Versuchsablauf

Der Versuchsablauf der Quench-Versuche ist in Kapitel 2.1 allgemein dargestellt. In /STU 03a/ und /STU 03b/ wird der Versuch QUENCH-08 ausführlich beschrieben

Die Tabelle 4.3-1 gibt einen Überblick über wesentliche Ereignisse während des Versuchs. Anhand dieser Tabelle und der Bündelleistung (Abb. 4.3-1) wird nachfolgend der Versuchsablauf kurz dargestellt. Die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen werden bei der Beschreibung der ATHLET-CD Eingabe erläutert.

Abb. 4.3-1 zeigt die Bündelleistung während des Experiments. Dargestellt sind die gesamte elektrische Leistung (Ptot exp.) aus dem Experiment, sowie die bei der Rechnung als Eingabe verwendete elektrische Leistung (P Input calc.), die deckungsgleich ist. Zusätzlich enthält das Diagramm die Aufteilung der Leistung auf die Heizstäbe im inneren (E505, Rechnung: Rod2) und im äußeren Ring (E506, Rod3), auf die 42 %

bzw. 58 % der Gesamtleistung entfallen. Außerdem ist noch die Leistung (Bundle Power calc.) eingetragen, die rechnerisch unter Berücksichtigung der elektrischen Widerstände der zu den Heizdrähten führenden Leitungen (4,5 mΩ pro Stab) dem Bündel zur Aufheizung zur Verfügung steht (s. Kap. 4.3.2).

Mit linear ansteigender und ab 1628 s bei 13,2 kW konstant gehaltener elektrischer Leistung wird das Bündel mit einer Aufheizrate von 0,3 bis 0,6 K/s aufgeheizt (Abb. 4.3-1, Ptot exp.). Hierbei wird in das Bündel von unten überhitzter Dampf (3,4 g/s) zusammen mit Argon als Trägergas (3 g/s) eingespeist. Bei Erreichen von 1723 K im Heizstab TFS 2/13 nach 2277 s wird durch Variation der Eingangsleistung (Absenken auf ca. 8 kW, im weiteren Verlauf Anstieg bis ca. 15 kW) die Temperatur über einen Zeitbereich von 16 min bei 1700 bis 1740 K konstant gehalten. Zum Ende dieses Zeitbereichs wird der Eckstab B aus dem Bündel entfernt, um das Ausmaß der Voroxidation ermitteln zu können. Nach ca. 3240 s wird durch eine weitere Leistungssteigerung auf 17,7 kW die Transiente eingeleitet. Während dieser Phase tritt durch die frei werdende Energie der exothermen Zirkaloy-Oxidationsreaktion eine Temperatureskalation auf. Aus dem gemessenen Druckabfall (P 406) nach 3765 s wird das Versagen des Shrouds gefolgert; die Freisetzung von Krypton nach 3770 s weist auf das Versagen von mindestens einem der Heizstäbe hin. Daher wird nach 3776 s durch Einspeisung von gesättigtem Dampf mit einer Rate von 15 g/s die Abkühlung des Bündels eingeleitet. Da der Leistungsanstieg noch weitere 38 s andauert, steigen auch die gemessenen Temperaturen weiter an bis zu Maximalwerten von ca. 2300 K. Erst mit der Leistungsreduzierung auf 3,9 kW zwischen 3814 s und 3830 s wird die Abkühlung des Bündels herbeigeführt. Diese Leistung wird für ~190 s konstant gehalten, um die Nachzerfallsleistung mit anschließendem ’shut off’ bei 4020 s zu simulieren. Die Dampfeinspeisung erfolgte noch, bis das Bündel auf ~473 K abgekühlt ist. Nach 4648 s wird die Datenaufzeichnung beendet.

In /ERD 04d/ und im Zwischenbericht /STE 05a/ wird gezeigt, dass trotz des Bemühens, bei der Versuchsführung für QUENCH-08 identische Randbedingungen einzustellen und somit einen Referenzfall für die Quantifizierung des B_4C-Einflusses herzustellen, eine mit der Zeit zunehmende Verzögerung der einzelnen Phasenübergänge auftritt.

4.3.2 ATHLET-CD Eingabe

Aus dem für die Nachrechnung von QUENCH-07 verwendeten Datensatz (s. Kap. 4.1.1) wurde durch Änderung der Anfangs- und Randbedingungen der Datensatz für die Nachrechnung von QUENCH-08 erstellt.

Die wesentliche Änderung im Eingabedatensatz zwischen QUENCH-07 und QUENCH-08 besteht darin, dass der für die Rechnung von QUENCH-07 eingefügte B_4C-Kontrollstab (im Heizleiter-Objekt ROD2 enthalten) durch einen Stab ohne Leistungszufuhr ersetzt wird (neues Heizleiter-Objekt ROD1).

Bei der Analyse der Transiente und dem Vergleich mit den experimentell ermittelten H_2-Erzeugungsraten ist zu berücksichtigen, dass in der vorliegenden Nachrechnung die Oxidation der Brennstab-Hüllrohre, der Abstandhalter (GRID2–5) und der Innenseite des Shrouds zur H_2-Produktion beiträgt. Da jedoch die Außenseite des Zr-Mantels keine eigene Strukturoberfläche bildet, sondern innerhalb des als Gesamtstruktur bis zum „Cooling Jacket“ reichenden Wärmeleitobjektes liegt (s. Abb. 4.1.1), kann die Oxidation der äußeren Zirkonfläche des Shrouds in der Rechnung nicht berücksichtigt werden. Die Oxidation des Zirkons wurde mit den Beziehungen von Cathcart (<1773 K) bzw. Prater-Courtright (>1773 K) analysiert.

Die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen für die Nachrechnung sind:

- die elektrische Leistung der inneren und äußeren Ringe der Brennstabsimulatoren sowie der gesamte Leistungseintrag,
- die Massenstromraten von Dampf und Argon am Bündeleintritt,
- die Eintrittstemperatur,
- der Druck im Testbündel.

Der Vergleich der Anfangs- und Randbedingungen für die Versuche QUENCH-07 und QUENCH-08 zeigt, dass diese nur geringfügig voneinander abweichen /ERD 04d, STE 05a/.

Wie der Vergleich der Gesamt-Bündelleistungen der Experimente QUENCH-07 (Abb. 4.1-1) und QUENCH-08 (Abb. 4.3-1) zeigt, wird die auftretende zeitliche Verschiebung im Temperaturverlauf zwischen beiden Versuchen durch die vorgegebene Leistung verursacht.

Der Systemdruck liegt zwischen 0,193 (Bündelaustritt, Messgröße P512) und 0,200 MPa (Bündeleintritt, Messgröße P511).

4.3.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Temperaturverhalten

Die Abb. 4.3-2 bis 4.3-4 zeigen einen Vergleich der gemessenen und berechneten Stabtemperaturen in verschiedenen Höhen des Bündelbereichs. Hierbei ist auf der gesamten beheizten Länge und darüber gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten festzustellen. Das im Experiment zwischen 2200 s und ca. 3000 s eingestellte Plateau der Stabtemperaturen von etwa 1723 K konnte ursprünglich nicht nachgerechnet werden /ERD 04d/. Erst nach einer umfangreichen Ursachensuche seitens der Entwickler führte eine Summe einzelner Maßnahmen auch im Zeitbereich der Voroxidationsphase zu der hier gezeigten Qualität der Rechenergebnisse. Hierbei wurde die Ursachenermittlung hinsichtlich des ursprünglich nicht befriedigend berechneten Temperaturplateaus erschwert durch relative große Unsicherheiten versuchstechnischer Daten, wie z. B. externer elektrischer Widerstand, Wärmekapazität und Wärmeleitung in der Bündelumfassung, sowie verstärkende Rückwirkung der Temperatur der elektrischen Heizleiter auf die Leistungsverteilung und Hüllrohroxidation bei relativ geringen Wärmeverlusten an die Bündelumfassung.

Die zu der hier dargestellten Übereinstimmung führenden Maßnahmen waren im Wesentlichen:

- Programmtechnisch:
  Die Transporteigenschaften (Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität) eines vom Anwender definierten Gasgemisches (USERGAS) waren aufgrund eines Programmfehlers nicht richtig berechnet worden; die entsprechende Routine in ATHLET wurde korrigiert.

- Anpassung von Eingabedaten:
  hydraulischer Durchmesser des Bündels, Wärmeleitfähigkeit von Argon, externer elektrischer Widerstand, Korrektur des radialen Leistungsprofils.

Mit dem Anstieg des Dampfmassenstroms von 3 auf 15 g/s zur Einleitung der Abkühlphase (3776 s) wird im Experiment bis zur Höhe 650 mm die Kühlung der Heizstäbe innerhalb kurzer Zeit herbeigeführt. Die Rechnung zeigt bis 500 mm ebenfalls eine

dominante Kühlwirkung des Dampfes. Als Beispiel wird in Abb. 4.3-2 der Temperaturverlauf in einer Höhe von 350 mm wiedergegeben. In 550 mm Höhe überwiegt der Wärmeeintrag durch von oben herabfließende Schmelze, so dass ein kurzfristiger Temperaturpeak auftritt (Abb. 4.3-3). Die beim Experiment ab 750 mm Bündelhöhe auftretende ausgeprägte Temperatureskalation wird auch von ATHLET-CD berechnet (Abb. 4.3-4). Das erste Brennstab-Versagen, basierend auf der Krypton-Messung, wird im Experiment bei 3770 s ermittelt, während die Eskalation in der Rechnung bereits etwa 100 s früher beginnt. Die maximal gemessene Temperatur liegt bei 2317 K (1150 mm); das Versagen verschiedener Thermoelemente zwischen 750 mm und 1150 mm, sowie das Erscheinungsbild der Anlage nach dem Test lässt allerdings vermuten, dass in diesem Bereich auch höhere Temperaturen aufgetreten sind. In der Rechnung werden bei einem zum Zeitpunkt 3730 s auftretenden Peak maximal 2838 K erreicht (1050 mm Höhe).

Wie aus dem Vergleich des axialen Temperaturprofils zum Beginn der transienten Phase bei 3245 s zu ersehen ist, stimmen zu diesem Zeitpunkt die berechneten und gemessenen Heizstab-Temperaturen auf der gesamten Länge des Bündels sehr gut überein (Abb. 4.3-5). Auch das axiale Temperaturgefälle im Shroud stimmt bis ca. 0,7 m sehr gut mit den gemessenen Werten überein. In den oberen Bündelpositionen werden die Shroud-Temperaturen etwas überschätzt (Abb. 4.3-6); d. h. das Temperaturgefälle zwischen den Heizstäben und dem Shroud ist etwas zu gering.

- Wasserstofferzeugung

Eine wichtige Aufgabe bei den QUENCH–Versuchen ist die Messung des Wasserstoff-Quellterms. Der bei Rechnung und Experiment während der Oxidation von Zirkon erzeugte Wasserstoff ist in Abb. 4.3-7 und Abb. 4.3-8 gegenübergestellt. Der berechnete Zeitverlauf der H_2-Erzeugungsrate (Abb. 4.3-7) verläuft bis ca. 3600 s nahezu gleich mit den Versuchsdaten; anschließend beginnt und endet der Anstieg aufgrund der einsetzenden Oxidation in der Rechnung etwa 100 s zu früh. Im Vergleich mit der integral gemessenen H_2-Produktion von insgesamt 85 g (Massenspektrometer) wird in der ATHLET-CD-Rechnung mit integral 75,3 g eine gute Übereinstimmung erreicht (Abb. 4.3-8). Berücksichtigt man einen Abzug von 10 bis 15 g für die Oxidation der in der Rechnung nicht simulierten Komponenten (Eckstäbe, Thermoelemente, Shroud-Außenwand), so stimmt der berechnete Wert mit den nach /STM 04/ korrigierten Messdaten (70 – 75 g) sehr gut überein.

- Oxidations- und Abschmelzverhalten

Die mit ATHLET-CD berechnete Oxidschichtdicke der auf den Hüllrohren gebildeten Oxidschichten ist in Abb. 4.3-9 (Rod2) dargestellt. Während im Zeitbereich der Voroxidationsphase (ca. 2000 bis 3600 s) die Oxidation eine allmähliche Zunahme der Oxidschichtdicken bewirkt, ist während der Eskalationsphase ein nahezu sprunghafter Anstieg festzustellen. Diese schnelle Schichtdicken-Zunahme ereignet sich an manchen Positionen zeitgleich mit der Einleitung der Kühlung (3775 s); an der am stärksten oxidierten Position in 950 mm Höhe zeigt sich der berechnete Anstieg bereits 100 s früher. Aus diesem Verhalten ist zu erkennen, dass die hier berechnete Oxidation nicht durch Dampfmangel begrenzt ist.

In Abb. 4.3-10 ist die in den Hüllrohren noch nicht oxidierte Materialdicke von Zirkon als Funktion der Stabhöhe dargestellt. Zum Ende der Rechnung sind alle Positionen zwischen 750 mm und 1150 mm nahezu vollständig oxidiert bzw. verlagert, so dass in diesen Höhen kaum noch metallisches Zirkaloy vorhanden ist.

Abb. 4.3-11 zeigt die im Bündel gebildeten Schmelze-Massen (metallisch), sowie die durch Abkühlung entstehenden Krusten-Massen. Es wird während des gesamten Verlaufs keine keramische Schmelze gebildet. Während der Temperatur-Eskalation wird im Zeitbereich zwischen 3650 und 3800 s an einigen Positionen die Schmelztemperatur der Hüllrohre überschritten, so dass das Verlagerungsmodell die Bildung einer metallischen Schmelze berechnet, die jeweils innerhalb eines Zeitbereichs von ca. 100 s zur Kruste erstarrt.

Aus der Massenverteilung relativ zum intakten Stab lässt sich das Abschmelzen von Material aus höher gelegenen Zonen und die Verlagerung in tiefere Bereiche verfolgen. Die örtliche Verteilung von Abschmelz- und Anlagerungsvorgängen ist aus Abb. 4.3-12 zu erkennen. Die Rechnung zeigt die stärkste Materialabtragung in 1150 mm Höhe; die maximale Anlagerung von erstarrtem Material zeigt sich in 550 mm Bündelhöhe.

4.3.4 Zusammenfassende Diskussion

Das Bündelexperiment QUENCH-08 wurde mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 1.1 Cycle L (mit ATHLET mod 2.0 Cycle A) nachgerechnet und die Rechenergebnisse mit den Messdaten verglichen. Der Versuch QUENCH-08 dient als Referenzfall zu QUENCH-07. Bei möglichst gleichen Anfangs- und Randbedingungen sollte der Einfluss der Borkarbid-Wechselwirkung auf das Stabbündel ermittelt werden. Deshalb

wurde in QUENCH-08 eine Bündelanordnung mit einem unbeheizten Zentralstab anstelle des B_4C-Absorberstabs verwendet.

Das Experiment QUENCH-08 wurde am 24. Juli 2003 durchgeführt. Die Auswertung des Experiments, insbesondere die Materialanalyse zur Erfassung der Bündelzerstörung ist derzeit noch nicht abgeschlossen.

Der Vergleich der analytischen mit den experimentellen Daten zeigt insgesamt eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Temperaturen und der H_2-Erzeugung. Das im Experiment in der Voroxidationsphase eingestellte Temperaturplateau konnte im Bereich um 950 mm Höhe erst nach Überarbeitung des für die Nachrechnung von QUENCH-Versuchen zur Verfügung stehenden Eingabedatensatzes und Programmkorrekturen seitens der Entwickler erfolgreich nachgerechnet werden. Die integrale H_2-Erzeugung stimmt in der gezeigten Rechnung (Berechnung der Zirkon-Oxidation mit Prater-Courtright Korrelation) bis auf einen etwas verfrühten Anstieg beim Übergang zur transienten Phase sehr gut mit den experimentellen Daten überein.

Gegenüber einer mit aktualisierter Programmversion und überarbeiteten Eingabedaten wiederholten QUENCH-07 Rechnung /ERD 04d/ ergibt sich bei der QUENCH-08 Rechnung eine um ca. 20 % niedrigere H_2-Erzeugung (QUENCH-07: 92 g; QUENCH-08: 76 g). In den Versuchen wurde dagegen bei QUENCH-07 (177 g nach neuerer Auswertung /STM 04/) etwa doppelt soviel H_2 gemessen als bei QUENCH-08 (85 g). Auch die jetzt verbesserte Nachrechnung des Temperaturplateaus konnte diese zu niedrige H_2-Erzeugung für QUENCH-07 nach Beginn der Abkühlphase nicht korrigieren. Wie sich aus den Ergebnissen der Parameterrechnungen zu QUENCH-07 „ohne Aktivierung der B_4C-Wechselwirkung“ und „mit den Randbedingungen von QUENCH-08“ ableiten lässt, sind die Unterschiede in den beiden Versuchsergebnissen fast ausschließlich auf die Unterschiede in den Randbedingungen (Vergleich der Leistungen) zurückzuführen. Weiterhin ergibt sich aus den Rechnungen, dass die Wechselwirkung des B_4C-Absorberstabs außer einer direkten H_2-Bildung von 9 g (ca. 10 % der gesamten Wasserstoffmasse) die Ergebnisse nur wenig beeinflusst und kaum eine Auswirkung des Absorberstabs auf das thermische Verhalten des Bündels festgestellt werden kann. Weil in der Version ATHLET-CD mod 1.1 Cycle L die Verlagerung des mit Stahl in Lösung gegangenen Borkarbids nicht berücksichtigt wird und auch keine Wechselwirkung des Absorberstab-Materials mit den Brennstab-Simulatoren modelliert ist, wird in der Rechnung der Einfluss des Borkarbids auf den Schadensumfang unterschätzt.

Die Auswertung der berechneten Bündelzerstörung zeigt ein maximales Abschmelzen bei 1150 mm, sowie eine maximale Anlagerung bei 550 mm Bündelhöhe. Hinsichtlich der tatsächlich im Versuch vorliegenden Zerstörung ist bisher nur bekannt, dass eine Beschädigung des Shrouds im Bereich zwischen 750 mm und ca. 1200 mm Bündelhöhe vorliegt. Dieser Befund deckt sich bis auf Unsicherheiten in den Positionen zwischen 550 und 750 mm mit den Rechenergebnissen für die Heizstäbe; die Zerstörung des Shrouds wird in ATHLET-CD nicht simuliert. Bis zum Abschluss der Auswertung des Experiments kann somit zurzeit über die Qualität der Rechnung bezüglich der Bündelzerstörung noch keine genauere Aussage gemacht werden.

4.4 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD C3+

Das Experiment PHEBUS SFD C3+ wurde im Rahmen der ATHLET-CD Validierung erstmals mit ATHLET-CD nachgerechnet, wobei die Version ATHLET-CD mod 1.1 Cycle K zum Einsatz kam /ERD 04a/. Die Nachrechnung dieses Experiments ist wie auch die Versuche B3+, AIC ausführlich im Zwischenbericht /STE 05a/ beschrieben und wird daher an dieser Stelle nur kurz vorgestellt.

Das Experiment PHEBUS SFD C3+ wurde im November 1988 durchgeführt. Es war das vierte Experiment der PHEBUS SFD Testserie. Mit diesem Versuch wurden die Auflösung des Brennstoffmaterials und die Umlagerung von Material in einem kleinen Bündel untersucht. Während der Oxidationsphase drang unbeabsichtigt freigesetzter Wasserstoff, der bei der Oxidation des Liners entstand, in die poröse ZrO_2–Isolierschicht ein. Dadurch wurde speziell die Wärmeleitfähigkeit der Isolierung wesentlich erhöht. Während der sich anschließenden Aufheiz- und Abschmelzphase gelangte dann auch He in diesen Bereich.

Für die Analyse des Versuchs PHEBUS SFD C3+ wurden die gleichen Modelle und das gleiche Nodalisierungsschema wie für die Nachrechnung der beiden anderen PHEBUS SFD Versuche B9+ (Kap. 4.5) und AIC (Kap. 4.6) verwendet.

Eine Beschreibung der PHEBUS SFD-Versuchsanlage ist in Kap. 2.2 zu finden.

4.4.1 Nodalisierungsschema der PHEBUS SFD–Teststrecke

Abb. 4.4-1 zeigt das für die Rechnungen mit ATHLET-CD verwendete Nodalisierungsschema der Teststrecke PHEBUS SFD.

Der Strömungspfad der Teststrecke besteht im Nodalisierungsschema aus einem Einlassvolumen (INPIPE), dem Strömungskanal mit dem Brennstabbündel (BUNDLE) und dem Auslassvolumen (OFFPIPE). In das Einlassvolumen INPIPE wird sowohl überhitzter Dampf als auch Helium (INLETHE) eingespeist. Der nicht verbrauchte Dampf sowie der bei der Zirkon/Dampf Reaktion erzeugte Wasserstoff und Helium werden über das Auslassvolumen (OFFPIPE) am oberen Ende des Testbündels nach außen (EXIT) abgeführt.

Die Wärmeisolierung des Strömungskanals wird von Strukturen (SHROUD0, SHROUD1-15, SHROUDO) aus drei verschiedenen Materialschichten mit wiederum mehreren radialen Diskretisierungsschichten nachgebildet. Dabei wird der oktogonale innere Liner aus Zirkaloy zylindrisch mit nur einer radialen Diskretisierungsschicht modelliert (1. Materialschicht). Die poröse ZrO_2–Isolierung wird gemeinsam mit der dünnen (1 mm) Zr–Umfassung aus dichterem Material zu der aus sieben radialen Diskretisierungsschichten bestehenden 2. Materialschicht zusammengefasst. Für das umhüllende Edelstahlrohr sind drei radiale Diskretisierungsschichten vorgesehen (3. Materialschicht). Der mit Helium gefüllte Spalt zwischen Liner und poröser Isolierung kann mit einem geeigneten Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt werden. Die zylindersymmetrische Modellierung des Shrouds stellt gegenüber der tatsächlichen Konstruktion mit ihrer oktogonalen Form auf der Innenseite und den in der Isolierung vorhandenen Kabelkanälen eine grobe Vereinfachung dar, was bei der Auswertung der Ergebnisse für die Temperaturverhältnisse berücksichtigt werden muss.

Der Einlassbereich (INPIPE) ist ebenfalls mit einer Wärmeisolierung (SHROUDI) aus drei Materialschichten umgeben. Als weitere Strukturen sind die beiden Abstandhalter (GRID1, GRID2: Inconel) und auch die Tragplatte (SUPPLAT: Zirkaloy) berücksichtigt.

Das Brennstabbündel wird im Nodalisierungsmodell mit drei repräsentativen Stäben (RODi) simuliert. ROD1 bildet dabei den zentralen Brennstab, ROD2 die acht Brennstäbe des inneren und ROD3 die zwölf Stäbe des äußeren Rings.

Die axiale Aufteilung der Teststrecke ist entsprechend der Lage der Thermoelemente so festgelegt, dass die Mitte einer Zone mit der Lage eines Thermoelements übereinstimmt. Dadurch ergibt sich eine Unterteilung in 17 axiale Zonen, von denen 15 im beheizten Bereich der Brennstäbe angeordnet sind und die untere bzw. obere Zone jeweils im Bereich der Stopfen. Diese axiale Aufteilung gilt sowohl für den Strömungskanal mit den Brennstäben als auch die umfassende Struktur.

4.4.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf mit wesentlichen Ereignissen ist chronologisch in Tab. 4.4-1 dargestellt.

Mit dem Hochfahren der Kernleistung (Abb. 4.4-2) wurde der eigentliche Versuch mit der Oxidationsphase (bis 3000 s) eingeleitet, um eine gleichmäßige Voroxidation der Hüllrohre von ca. 60 – 100 µm zu erreichen. Der Druck wurde auf 0,6 MPa gehalten. Bereits während dieser Phase diffundierte Wasserstoff in die poröse ZrO_2–Isolationsschicht, wodurch sich die Wärmeleitfähigkeit der Isolationsschicht deutlich erhöhte /MAR 91/. Die Dampfzufuhr wurde nach ca. 3000 s beendet, als sich der Beginn einer Temperatureskalation andeutete.

Mit dem Ende der Dampfeinspeisung begann die Übergangsphase (bis 4080 s) mit der Erhöhung der Einspeisung von He auf ~0,3 g/s in das Testbündel (Abb. 4.4-2). Die Temperatur im Bündel fiel infolgedessen stark ab. Nach ca. 15 min erfolgte die Absenkung der He-Einspeisung auf ~0,066 g/s. Gleichzeitig wurde der Druck im Strömungskanal von 0,6 MPa auf ~3,4 MPa gesteigert, wodurch ein guter Kontakt zwischen Brennstoff und Hüllrohr erreicht werden sollte.

Während der sich anschließenden Aufheizungs- und Abschmelzphase (bis 11160 s) wurde die Leistung stufenweise so angehoben, dass sich Temperaturplateaus von 1270 K, 1670 K und 1970 K einstellen konnten, und schließlich die Schmelztemperatur des Hüllrohrmaterials von ~2270 K erreicht wurde. Die angegebenen Temperaturwerte wurden in einer Höhe von 600 mm gemessen (Abb. 4.4-4).

Die Abkühlung erfolgte durch langsames Absenken der Leistung, um die Geometrie des zerstörten Bündels zu erhalten.

Die für die Rechnung erforderlichen Randbedingungen (Eingabedaten) für die Bündelleistung, die eingespeisten Massenströme und den Druckverlauf im Bündel wurden aus den vorgegebenen Messwerten ermittelt (Abb. 4.4-2).

Die zur Nachrechnung verwendete axiale Leistungsverteilung wurde der Darstellung in /ROM 91/ entnommen.

Bei dieser Nachrechnung wurde die Oxidation des Zirkons mit den Beziehungen von Leistikow (<1573 K) und Prater/Courtright (>1573 K) verwendet. Die Hüllrohroxidation wurde auf die Außenseiten, die Oxidation des Liners auf die Innenseite beschränkt.

Bei der Festlegung der Materialdaten ergab sich das Problem, dass beim Experiment bereits während der Oxidationsphase H_2 und im weiteren Verlauf des Experiments He in die poröse Isolierschicht eingedrungen war, wodurch sich die thermische Leitfähigkeit der Isolierung wesentlich erhöht hatte. In /MAR 91/ bzw. /ROM 91/ sind zwar Angaben zur thermischen Leitfähigkeit bzw. zur spezifischen Dichte des Isoliermaterials enthalten, diese Angaben beziehen sich aber auf mit Luft gefülltes poröses Material, das in dieser Form während des Versuchs nicht vorgelegen hatte. Bei Nachrechnungen konnten mit diesen Angaben keine zufrieden stellenden Ergebnisse erzielt werden.

Die Materialdaten des Liners und der Shroud-Isolierung wurden deshalb den Angaben zum ISP-28 übernommen, dessen Basis das Experiment PHEBUS SFD B9+ war, und entsprechend den Anmerkungen aus /ADR 92/ nach höheren Werten hin (Wärmeleitfähigkeit) modifiziert (siehe auch Kap. 4.5.2).

Die Berechnung der thermohydraulischen Vorgänge erfolgte mit dem 5-Gleichungsmodell in Verbindung mit dem Modell für nicht kondensierende Gase, das den Einfluss von Helium und des bei der Zirkon/Dampf-Oxidation erzeugten Wasserstoffs berücksichtigt.

4.4.3 Ergebnisse der Nachrechnung

In den Diagrammen der Rechnungen zu den NRU FLHT Versuchen sind die experimentellen Kurvenverläufe mit ihren Messstellenbezeichnungen und „exp.“ gekennzeichnet. Die Kurvenverläufe der ATHLET-CD Rechnung sind an den ausgefüllten Symbolen und durchgezogenen Linien zu erkennen, die Kurvenbezeichnungen ergeben sich aus der Beschreibung des Nodalisierungsmodells in Kap. 4.4.1 und Abb. 4.4-1. Die Höhenangaben in den Darstellungen beziehen sich auf die Unterkante des aktiven Bereichs der Brennstäbe, der zwischen 0 mm und 800 mm liegt (Versuchsstand: -7900 und -7100 mm). Einige Darstellungen enthalten zusätzlich die Höhenkoordinaten des Versuchsstands.

Weil die Thermoelemente zur Messung der Liner-Temperaturen auf der Seite zwischen dem Liner und der porösen Isolierung angebracht waren, werden von den analytischen Ergebnissen die zwei Temperaturen ’TT/1’ und ’TT/2’ angegeben. ’TT/1’ ist die mittlere Temperatur des mit nur einer Schicht modellierten Liners, ’TT/2’ die mittlere Temperatur der folgenden ersten Schicht der insgesamt aus 7 Schichten bestehenden porösen Isolierung.

- Thermisches Verhalten des Testbündels

Im Zwischenbericht zu diesem Projekt RS 1155 /STE 05a/ sind jeweils ausführliche Vergleiche der Temperaturverläufe des Brennstoffs, der Hüllrohre, des Liners und der thermischen Isolierung in den Höhen von 100 mm bis 600 mm dargestellt, soweit experimentelle Ergebnisse vorliegen. In diesem Bericht werden daher zur Übersicht nur Vergleiche in ausgewählten Ebenen vorgestellt.

Abb. 4.4-3 zeigt die gerechneten und gemessenen Ergebnisse in einer Höhe von 100 mm. Der Temperaturverlauf entspricht qualitativ dem Leistungsverlauf in Abb. 4.4-2. In den ersten 3000 s der Oxidationsphase wird der Temperaturverlauf sowohl für den Brennstoff als auch für die Hüllrohre von der Rechnung hinreichend gut wiedergegeben. Bei der ersten Spitze nach ca. 1135 s liegen die gerechneten Werte nur ~60 K unter den Messdaten.

Die Temperatur des Liners wird dagegen gegenüber den Messwerten um nahezu 250 K zu niedrig berechnet. Die Messstelle befindet sich an der Außenseite des Liners, d. h. auf der Seite der ZrO_2-Isolierung. Bei der Nachrechnung dieses Versuchs wurde ein im Hinblick auf die Wasserstofffreisetzung optimierter Wärmeübergangskoeffizient für den Spalt zwischen dem Liner und der Isolierung eingeführt, der von der Temperatur des Liners abhängig ist. Die starke Abweichung zwischen dem gerechneten und experimentellen Temperaturverlauf im Zeitbereich zwischen 1000 bis 3000 s könnte z. B. durch einen zu geringen Energieeintrag von innen als Folge der Modellierung der Einlaufgeometrie und dem daraus resultierenden Wärmeübergang hervorgerufen werden, aber auch durch die Wahl einer in dieser Phase zu hohen Wärmeleitfähigkeit der Isolierung, mit der die Kühlung von außen deutlich überschätzt wird.

Während der nachfolgenden Übergangsphase bis ~4080 s (Beginn der stufenweisen Kernaufheizung; Abb. 4.4-2) nähern sich die errechneten Temperaturverläufe des Liners, des Brennstoffs und der Hüllrohre den Messwerten an. Zu Beginn dieser Phase wird der Druck in der Teststrecke auf 3,5 MPa erhöht (Abb. 4.4-2). Bis zum Beginn des starken Anstiegs der Kernleistung bei ~9360 s weisen die gerechneten und gemessenen Temperaturverläufe des Brennstoffs der Hüllrohre und des Liners eine sehr gute Übereinstimmung auf.

Innerhalb der Isolierung folgen während der Oxidationsphase ($t < 3000$ s) die analytischen Ergebnisse sehr genau den Daten der Messstelle TC46 und später dann den Daten der Messstelle TC47 (Abb. 4.4-3).

Die genaue Auswertung der Ergebnisse der Rechnung ergibt, dass bereits nach ca. 4635 s, also vor Erreichen des ersten Temperaturplateaus nach 4920 s infolge des erhöhten Drucks ein Kontakt zwischen dem Brennstoff UO_2 und dem Hüllrohr des zentralen Brennstabs (ROD1) erfolgte und etwas später nach ~4655 s bzw. ~4760 s in den beiden Ringen (ROD2, ROD3).

Der Leistungsanstieg ab ~9360 s auf ca. 26,5 kW (bei ~10260 s) führt zu einer schnellen Temperaturerhöhung, wobei Rechnung und Experiment sehr gut übereinstimmen. Beim Experiment versagten in der Ebene bei 100 mm ab einer Temperatur von ca. 2000 K teilweise die Thermoelemente zur Messung der Brennstofftemperatur (Abb. 4.4-3), die Rechnung weist noch einen weiteren Anstieg der Brennstofftemperatur bis auf ~2250 K aus. Auch die Hüllrohrtemperaturen steigen bei der Rechnung entsprechend den Brennstofftemperaturen weiter an, mit Beginn des Leistungsanstiegs allerdings nur um ca. 60 K, und bleiben in etwa auf diesem Niveau bis zum Beginn der Abkühlphase. Dieses Verhalten deutet darauf hin, dass die Anzeige der Thermoelemente zur Messung der Hüllrohrtemperaturen mit Beginn des Leistungsanstiegs und auch während der Abkühlphase fehlerhaft war.

Die Temperaturverläufe des Liners und der Isolierung folgen dem Leistungsanstieg. Rechnung und Messung stimmen in diesem Bereich und auch während der Abkühlphase (ab ~11160 s) sehr gut überein.

In der Abbildung Abb. 4.4-4 sind Temperaturverläufe in der Ebene 600 mm dargestellt. Für die Linertemperaturen liegen keine Messwerte vor. Ab ca. 8000 s wurden einige Messaufnehmer des Brennstoffs und der Hüllrohre beschädigt oder verlagert. Ähnlich wie in den unteren Ebenen werden in der Oxidationsphase bis 3000 s die Temperaturverläufe von der Rechnung deutlich unterschätzt, im weiteren Zeitverlauf wird von der Rechnung der Temperaturverlauf qualitativ und teilweise auch quantitativ gut wiedergegeben. Wie aus Abb. 4.4-4 hervorgeht, liefert die Rechnung für alle drei Stäbe (Ring 1 bis 3) eng beieinander liegende Temperaturverläufe. Bei ~9000 s besteht zwischen dem zentralen Stab (Ring 1) und dem äußeren Stab (Ring 3) eine maximale Temperaturdifferenz von ~60 K. In allen Messebenen von 100 bis 600 mm liegt beim Leistungsmaximum die errechnete höchste Temperatur deutlich über den gemessenen Werten, z. B. in der Ebene 600 mm bei ~2500 K gegenüber ca. 2250 K. Die Messkurve für den zentralen Stab weist hier einen flachen Verlauf im Bereich von 1500 bis 1600 K auf, was auf ein Fehlsignal schließen lässt.

- Wasserstofferzeugung und Oxidation

In Abb. 4.4-5 sind die mit ATHLET-CD ermittelte H_2-Erzeugungsrate und die erzeugte H_2-Masse dargestellt. Die obere Darstellung zeigt die durch die Oxidation der Brennstäbe und des Liners erzeugte H_2-Rate (H2_BUNFL). In der unteren Darstellung ist außer der insgesamt erzeugten H_2-Masse (H2_MASS tot) noch der Anteil eingetragen, der allein bei der Oxidation der Brennstäbe entsteht (H2(BS)). Die Differenz zwischen H2_MASS und H2(BS) ist die Masse, die bei der Oxidation des Liners und der Tragplatte entsteht. Die während der Oxidation insgesamt erzeugte H_2-Masse beträgt beim Experiment 5,4 g /ROM 91/ und bei der Rechnung 3,4 g. Im Vergleich zum Experiment ist dieser Wert um ~40 % zu gering. Ein Vergleich mit dem aus Messdaten ermittelten Verlauf /ROM 91/ zeigt, dass die Wasserstofferzeugung von Beginn an sehr viel steiler ansteigt als bei der Rechnung.

Gründe für die bei der Rechnung zu niedrige H_2-Erzeugung sind, dass in der Oxidationsphase bis ca. 3000 s gegenüber den Messergebnissen im Kern zu niedrige Temperaturverläufe errechnet wurden (Abb. 4.4-3, -4) und auch die Oxidation des Liners zu wenig H_2 lieferte.

J. A. Martinez /MAR 91/ konnte bei den Analysen mit ICARE2 während der Abschmelzphase ebenfalls eine gute Übereinstimmung bei den Temperaturen für den Brennstoff-, die Hüllrohre- und die poröse Isolierung mit dem Experiment erzielen. Dagegen weisen seine Rechnungen während des gesamten Ablaufs eine deutliche Überschätzung der Temperatur des Liners auf. Diese könnte nach seiner Darstellung ein Grund dafür sein, dass die erzeugte H_2-Masse bei den Analysen mit 9,81 g um mehr als 80 % von dem gemessenen Wert abweicht. Weitere mögliche Erklärungen könnten nach /MAR 91/ auch chemische Rückhaltungen von H_2 im Experiment oder H_2-Anlagerungen in verschiedenen Ebenen sein.

Nach dem Ende der Dampfeinspeisung bei 3100 s beträgt die maximale ZrO_2-Schichtdicke des zentralen Brennstabs (ROD1) ca. 120 µm in einer Höhe von ~0,5 m. Die Brennstäbe des inneren und des äußeren Rings weisen eine maximale Oxidschichtdicke von ca. 100 µm bzw. ca. 55 µm auf. In /ROM 91/ wird für den zentralen Stab eine maximale Oxidschichtdicke von 120 µm und für den äußeren Stab eine Dicke von 97 µm angegeben, wobei das Maximum in einer Höhe von ca. 660 mm im Bereich des oberen Abstandhalters liegt.

Im Versuch ist im Bereich von ~100 bis 500 mm der Liner teilweise geschmolzen, mit ATHLET-CD kann aber nur die Oxidation auf der Innenseite simuliert werden. Bei der Nachrechnung ist die maximale Dicke der Oxidschicht des Liners mit ~9 µm etwa um

den Faktor 10 geringer als die ZrO_2-Schichtdicke der Hüllrohre, obwohl dasselbe Oxidationsmodell verwendet wurde. Für den Liner wird in /ROM 91/ eine maximale Oxidschichtdicke von ca. 50 µm angegeben.

Bei der Rechnung wird offensichtlich die Bildung der Oxidschicht des Liners durch zu starke Kühlung der Außenseite beeinflusst. Die bei der Rechnung verwendeten Materialdaten sind in diesem Fall zur Simulation der tatsächlichen Gegebenheiten des Experiments PHEBUS SFD B9+ nur eingeschränkt geeignet. Die relativ schwache Oxidation des Liners bei der Rechnung trägt auch zu einer im Vergleich zum Experiment deutlich niedrigeren H_2-Erzeugung bei.

- Abschmelzverhalten und Energiebilanz

Die Schmelztemperatur des metallischen Zr wurde bei der Rechnung mit 2030 K vorgegeben. Bei der Rechnung wird diese Temperatur in allen drei repräsentativen Stäben nach 9575 s, 9585 s und 9635 s in einer Höhe von 350 mm erreicht. Der zentrale Brennstab (ROD1) ist im Bereich von 0,25 bis 0,60 m abgeschmolzen, das Material wurde in untere Bereich verlagert. Die beiden anderen Stäbe (ROD2, ROD3) sind nur zum Teil abgeschmolzen, wobei auch dieses Material in den unteren Bereichen wieder zu finden ist.

In Abb. 4.4-6 sind für die Brennstäbe die in der Rechnung entstehenden metallischen und keramischen Massen der Schmelze dargestellt, weiterhin die Ausbildung von Krusten als Folge der Abkühlung. Am Ende überwiegt mit ca. 1,73 kg das metallische (eutektische) Material gegenüber dem keramischem (U Zr)O_2 Material mit ca. 0,17 kg.

Abb. 4.4-7 zeigt die Energiebilanz der Rechnung für das Brennstabbündel. Der weitaus größte Anteil der zugeführten Leistung (input) wird über Wärmestrahlung direkt an den Liner abgegeben (to structures). Dies führt insbesondere während der Oxidationsphase dazu, dass die Temperatur der Brennstäbe stark unterschätzt wird. Ein deutlich geringerer Teil wird an das Helium im Strömungskanal übertragen (to fluid). Während der Oxidation wird nur relativ wenig Energie freigesetzt (oxidation). Die Strahlung an die Abstandhalter wurde nicht berücksichtigt.

4.4.4 Zusammenfassende Diskussion

Die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD C3+ mit ATHLET-CD mod 1.1 Cycle K zeigt insbesondere während der Übergangsphase ab ~3000 s bis ~10000 s, d. h. bis

kurz vor Erreichen der Schmelztemperatur, eine gute Simulation des thermischen Verhaltens der Brennstäbe und des Liners. Die gerechneten Temperaturmaxima von ca. 2500 K liegen um nur 8 % über den gemessenen Maxima von ~2300 K. Dagegen werden während der Oxidationsphase die Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen zu niedrig berechnet, weil die radialen Energieverluste an den umfassenden Shroud bzw. die Wärmeleitung durch das Isoliermaterial nicht genau genug erfasst werden können. Die den Strömungskanal umfassenden Strukturen – oktogonale Zr-Schicht, poröse ZrO_2-Schicht mit Zr-Schicht hoher Dichte, Stahlumfassung - wurden als Struktur mit drei Materialien modelliert, wobei die Materialeigenschaften unsicher sind. Bereits während der Oxidationsphase diffundierte H_2 in die poröse Isolierschicht, in der späteren Aufheiz- und Abschmelzphase gelangte dann noch He in diese Schicht. Durch beide Gase wurde die thermische Leitfähigkeit der Isolierung wesentlich verändert. Bei dieser und der Analyse des Versuchs PHEBUS SFD B9+ (ISP-28, s. Kap. 4.5) wurden die gleichen Materialdaten verwendet.

Die bei der Rechnung ermittelten Oxidschichtdicken der Brennstäbe und des Liners werden stark vom Energietransport im Bündel beeinflusst. Bei dieser Nachrechnung ergab sich für die H_2-Erzeugung ein Wert von ca. 3,4 g, der um ~40 % unter dem gemessenen Wert von 5,4 g liegt.

Bei den Analysen von J. A. Martinez /MAR 91/ mit ICARE2 wurde die H_2-Masse mit 9,81 g im Vergleich zum gemessenen Wert um mehr als 80 % überschätzt, weil die Temperaturen des Liners bei der Rechnung zu hoch waren, d. h. auch bei diesen Analysen wurde die Wasserstofferzeugung von den oben angesprochenen Unsicherheiten hinsichtlich der Materialeigenschaften des Shrouds erheblich beeinflusst.

Die Bildung von Blockaden (Ebenen +135 mm, -50 mm) kann von ATHLET-CD nicht exakt bestimmt werden, weil für die Abstandhalter kein Abschmelzmodell existiert. Das Schmelzen und Umlagern von Shroud-Material kann aufgrund fehlender Modelle ebenfalls nicht erfasst werden. Bei Ende der Rechnung befindet sich der weitaus größte Teil des umgelagerten Materials der Brennstäbe als metallische Kruste in der Zone unterhalb des aktiven Bereichs.

Insgesamt zeigt die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD C3+, dass mit dem Programm ATHLET-CD das thermische Verhalten des Testbündels mit guter Genauigkeit berechnet werden kann. Die Simulation der Materialverlagerungen im Kernbereich könnte durch ein Abschmelzmodell für die Abstandhalter weiter verbessert werden.

4.5 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+

Das Experiment PHEBUS SFD B9+ wurde im Januar 1989 durchgeführt und war die Basis für das Internationale Standardproblem Nr. 28 (ISP-28).

Mit diesem vorletzten Test aus einer Serie von sechs 'in-pile' Experimenten sollten Phänomene während der frühen Unfallphase unter auslegungsüberschreitenden Bedingungen in einem DWR untersucht werden, wobei „frische" Brennstäbe eingesetzt wurden. Insbesondere waren von Interesse die Oxidation der Hüllrohre, der Einfluss von geschmolzenem Zirkaloy (Zry) auf das mechanische Verhalten der oxidierten Hüllrohre und auf die Auflösung des Brennstoffs sowie die Umlagerung und das Wiedererstarren der Schmelze.

Die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+ war schon Bestandteil der ATHLET-CD Validierung im abgelaufenen Vorhaben RS 1100 /STE 03b/. Die im Zwischenbericht /STE 05a/ bereits dokumentierte aktuelle Wiederholungsrechnung mit ATHLET-CD mod 1.1 Cycle K /ERD 04b/ erfolgte, um den Entwicklungsfortschritt aufzuzeigen.

4.5.1 Nodalisierung der PHEBUS SFD – Teststrecke

Eine Beschreibung der PHEBUS SFD-Versuchsanlage ist in Kap. 2.2 zu finden.

Für die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+ wurde das gleiche Nodalisierungsmodell der PHEBUS SFD–Teststrecke verwendet wie für die Nachrechnung der PHEBUS SFD Versuche C3+ (Kap. 4.4) und AIC (Kap. 4.6).

4.5.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf ist in /ADR 92/ beschrieben. Im Folgenden wird diese Darstellung kurz zusammengefasst. Tabelle 4.5-1 enthält den chronologischen Ablauf des Versuchs mit den wesentlichen Ereignissen. Das Experiment lässt sich in drei Phasen aufteilen:

1. Die erste Phase von 0 bis 8370 s ist eine Oxidationsphase mit einer reinen Dampfströmung. Die konstante Einspeisung des Dampfes erfolgte mit 2 g/s und einer Temperatur von 528 K. Der Druck in der Teststrecke war auf 1,9 MPa eingestellt. Die Leistung wurde zunächst in drei Stufen erhöht (Abb. 4.5-1). Daran anschließend erfolgte innerhalb von etwa einer Stunde eine langsame Steigerung der Leis-

tung auf 14,5 kW. Ein letzter Leistungsanstieg auf 18 kW führte dann zu einer nahezu vollständigen Oxidation des oberen Bündelbereichs. Schmelzbare Dichtungen verhinderten dabei ein Aufblähen der Hüllrohre. Am Ende dieser Phase wurde dann von Dampf- auf He-Einspeisung umgeschaltet.

2. Während der zweiten Phase erfolgte eine weitere Aufheizung in reiner He-Atmosphäre. Die Einspeisung von He begann ab 8364 s mit 0,5 g/s und einer Temperatur von ebenfalls 528 K. Der Druck in der Teststrecke war unverändert auf 1,9 MPa eingestellt. In fünf Stufen wurde dann die Leistung auf 31 kW gesteigert (Abb. 4.5-1). In dieser Phase kam es zu einer teilweisen Kernzerstörung, zu Materialumlagerungen und zum Wiedererstarren der Schmelze. Die Abstandhalter und der Liner wurden ebenfalls teilweise geschmolzen und das Material umgelagert.

3. Die dritte Phase begann nach 13860 s. Die Leistung wurde schrittweise erniedrigt (Abb. 4.5-1), um eine langsame Abkühlung des Bündels zu erreichen und so möglichst die Bündelgeometrie für eine nachfolgende Untersuchung zu erhalten. Der Druck wurde bis 14135 s auf 0,4 MPa abgesenkt. Zur Abkühlung des Bündels blieben Massenstrom und Temperatur des eingespeisten He mit 0,5 g/s und 528 K bis zum Ende des Experiments unverändert.

Bei den vorher durchgeführten PHEBUS-SFD Tests war bei der Oxidation des Zry-Liners H_2 in die poröse ZrO_2-Isolierung eingedrungen, wodurch sich eine große Änderung der thermischen Leitfähigkeit der Isolierung ergab. Diese unkontrollierte Änderung der Leitfähigkeit sollte beim Versuch B9+ dadurch verhindert werden, dass während der Oxidationsphase He in den porösen Bereich eingespeist wurde. Im Rahmen des ISP-28 waren für die Leitfähigkeit des Materials Werte empfohlen worden, die sich dann bei den nachfolgenden Code-Analysen als deutlich zu niedrig erwiesen /ADR 92/. Im Hinblick auf die Simulation des radialen Wärmetransports ist daher die Leitfähigkeit des Materials eine mit großen Unsicherheiten behaftete Größe.

In Tab. 4.5-2 sind die dem abschließenden Vergleichsbericht zum ISP-28 /ADR 92/ entnommenen Abschätzungen der experimentellen Unsicherheiten aufgeführt, um die Ergebnisse der aktuellen Nachrechnung besser bewerten zu können.

4.5.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Thermisches Verhalten des Testbündels

Abb. 4.5-2 zeigt die gerechneten und gemessenen Ergebnisse in der Ebene bei 200 mm. In dieser Messebene sind Hüllrohrtemperaturen von Brennstäben des äußeren Rings sowie Temperaturverläufe am äußeren Rand des porösen Isoliermaterials verfügbar. Der dem Leistungsverlauf (Abb. 4.5-1) qualitativ entsprechende Temperaturverlauf des Brennstoffs wird im gesamten Zeitbereich bis 18000 s von der Rechnung hinreichend gut wiedergegeben, der Temperaturverlauf der Hüllrohre dagegen nur im Zeitbereich bis ca. 2300 s. Während der langsamen Leistungssteigerung auf 14,5 kW und dem Ende der Dampfeinspeisung bei 8000 s besteht dann zwischen dem Hüllrohrverlauf der Rechnung (ROD3) und dem Experiment (TC15 ROD07, TC15 ROD18) eine Temperaturdifferenz von ca. 155 K. Nach Beendigung der Dampfeinspeisung nähern sich die Ergebnisse der Rechnung (ROD3) und des Experiments etwas an. Die Anzeige des Messaufnehmers TC15 ROD18 scheint im Zeitbereich von ca. 11000 bis 14000 s fehlerhaft zu sein. Die stufenweise Leistungserhöhung im Testbündel wird vom gerechneten Temperaturverlauf gut wiedergegeben.

Beim Temperaturverlauf der Isolierung weisen Rechnung und Messung große Unterschiede auf. Während der Kurvenverlauf der Rechnung der Kernleistung entsprechend bis ca. 14000 s ansteigt und dann wieder abfällt, weist die Messung in den Ebenen bei 200 mm im gesamten Zeitbereich keine Änderung auf, was auf einen Ausfall des Thermoelements hindeutet. Für den Liner liegt keine Temperaturmessung vor.

In der Ebene bei 700 mm (Abb. 4.5-3) weist die Rechnung für den Brennstoff bis ca. 12200 s und für den Liner bis ca. 10300 s niedrigere Werte aus. Die beim Experiment am Ende der Oxidationsphase von der Temperatureskalation hervorgerufene kleine Temperaturspitze wird auch von der Rechnung wiedergegeben. Der Messaufnehmer für die Hüllrohrtemperatur ist ab 2000 s ausgefallen. Der entsprechende Kurvenverlauf der Rechnung folgt in etwa der Brennstofftemperatur. Die gerechnete Temperatur der Isolierung stimmt im gesamten Zeitbereich mit den gemessenen Werten recht gut überein.

Wie bereits bei SFD C3+ angesprochen (Kap. 4.4.1), wurde die oktogonale Umfassung des Strömungskanals als kreisförmig modelliert. Weiterhin befinden sich am Rand der oktogonalen Umfassung und der porösen Isolierschicht zum Stahlrohr hin jeweils vier Kanäle, durch die Drähte der Thermoelemente hindurchgeführt werden. Der durch diese Kanäle (halbkreisförmig an der oktogonalen Seite, rechteckig an dem Stahlrohr) veränderte Wärmeaustausch konnte bei der Modellierung der Isolierschichtdicke nicht genau erfasst werden. Außerdem stimmt im Eingabemodell die Lage (radial) der Messstellen nur annähernd mit der Lage der Messfühler im Experiment überein. Die

Temperatur des Shrouds (Liner und Isolierung) kann deshalb analytisch nur annähernd ermittelt werden, wie der Vergleich der gemessenen und gerechneten Ergebnisse in Abb. 4.5-2 und -3 zeigt.

- Wasserstofferzeugung und Oxidation

In Abb. 4.5-4 sind die H_2-Erzeugungsrate und die erzeugte H_2–Masse dargestellt. Die Darstellung zeigt oben einen Vergleich der H_2-Raten der ATHLET-CD Rechnung (H2_BUNFL) und des Experiments (H2 flow exp.). Die Übereinstimmung zwischen der Rechnung und dem Experiment ist sehr gut. Lediglich im Zeitbereich von ca. 3200 bis 4000 s ist eine geringe Überschätzung der experimentellen Werte festzustellen.

Darunter ist der Vergleich der insgesamt erzeugten H_2-Masse (Rechnung: H2_MASS tot, Experiment: H2 exp) wiedergegeben. In diese Darstellung ist zusätzlich der Anteil der H_2-Masse mit eingetragen, der in der Rechnung allein bei der Oxidation der Brennstäbe entsteht (H2(BS)). Die Differenz zu H2_MASS tot ist die H_2-Masse, die bei der Oxidation des Liners entsteht. Für die bis zum Ende der Oxidationsphase erzeugte H_2–Masse ergab sich bei der Rechnung ein Wert von 40,6 g, beim Experiment ein Wert von 39,5 g /ADR 92/. Die Abweichung beträgt weniger als 3 %. Die Oxidation der Hüllrohre allein führt bei der Rechnung zu 36,8 g H_2. Bei der älteren Rechnung im Vorhaben RS1100 /STE 03b/ wurde die H_2-Masse mit 54 g noch deutlich überschätzt. Die Unsicherheit bei der Messung der H_2-Erzeugung wird von den Experimentatoren mit ca. 20 % angegeben (Tab. 4.5-2).

In Abb. 4.5-5 werden die für die beiden äußeren Ringe der Rechnung (ROD2, ROD3) und des Experiments (VOI101 Ring 1, VOI103 Ring 2) ermittelten Oxidschichtdicken zu Beginn (t= 0 s) und zum Ende der Dampfeinspeisung (t= 8380 s) verglichen. Die Abbildung enthält für die gleichen Zeitpunkte zusätzlich die gerechneten Oxidschichtdicken des inneren Brennstabs ROD1 und des Liners. Die vollständige Oxidation eines Hüllrohrs entspricht einer Oxidschichtdicke von ca. 0,9 mm. Der metallurgischen Nachuntersuchung der Stäbe VOI101 Ring 1 und VOI103 Ring 2 entsprechend wurde beim Experiment dieser Wert oberhalb von 0,6 m nahezu erreicht /ADR 92/. In den unteren Bereichen wurde bei den Nachuntersuchungen keine wesentliche Oxidation festgestellt, zwischen 0,25 und 0,6 m nur eine teilweise Oxidation der Hüllrohre. Bei der Rechnung dagegen zeigt sich eine stetige Zunahme der Oxidschichtdicke beginnend ab ~0,05 m. Die errechnete Schichtdicke ist dabei bis zu einer Höhe von ca. 0,55 m deutlich größer als im Experiment. Dadurch wurde in der Rechnung die Energieabfuhr vom Brennstoff an das Fluid in diesem Bereich mit der Folge behindert, dass sich dort

im Vergleich zum Experiment eine höhere Temperatur des Brennstoffs einstellte. In einer Höhe von ca. 0,6 m beträgt der maximale Wert bei ROD2 ca. 0,77 mm und ca. 0,55 mm bei ROD3. Danach nimmt die errechnete Schichtdicke im Gegensatz zur gemessenen deutlich ab.

Bei der älteren Rechnung im Vorhaben RS1100 /STE 03b/ wurde in der Ebene um 0,6 m eine maximale Schichtdicke von ~0,9 mm ermittelt. Darüber nahm die Schichtdicke auf ~0,45 mm ab.

Die Oxidschicht des Liners mit einem Maximalwert von ca. 0,27 mm bei 0,6 m ist gegenüber den Schichtdicken der Hüllrohre wesentlich geringer, die axiale Zu- und Abnahme der Dicke ist aber ähnlich (Abb. 4.5-5).

- Abschmelzverhalten und Energiebilanz

Die mit 2030 K vorgegebene Schmelztemperatur des metallischen Zr wird bei der Rechnung in allen drei repräsentativen Stäben nach 9775 s (ROD1), 9915 s (ROD2) und 10530 s (ROD3) in einer Höhe von 0,6 m erreicht. Die Materialumlagerung der Brennstäbe führt zu einer Verminderung der freien Strömungsfläche. Ein Maß hierfür ist in ATHLET-CD die relative Porosität, die das Verhältnis von freiem Volumen zum Gesamtvolumen des Strömungskanals angibt. In Abb. 4.5-6 ist diese Größe dargestellt. Im Normalzustand bei nicht deformierten Brennstäben beträgt dieses Verhältnis ca. 62 %. Die Verringerung des freien Strömungsquerschnitts und damit der Porosität wird während der Dampfphase durch die Dehnung und die Zunahme des äußeren Durchmessers der Hüllrohre infolge der Oxidation hervorgerufen. Am Ende der Rechnung ist die Porosität im Bereich um 0,1 m bis auf ca. 30 % abgesunken, da sich dort das umgelagerte Material abgesetzt hat. Bei dieser Rechnung wurde die Annahme getroffen, dass bei einem Absinken unter 25 % die axiale Strömung begrenzt wird. Dieser Fall ist nicht aufgetreten.

Nach dem Versuch (post test examination, PTE) wurde festgestellt, dass der obere der beiden Abstandhalter bei 0,66 m vollständig aus diesem Bereich verschwunden und der untere bei 0,138 m nur noch teilweise in seiner Position geblieben war. Es konnte aber nicht festgestellt werden, ob dort von oben umlagertes Material zurückgehalten worden war.

Der oktogonale Liner war im Bereich von 0,80 bis 0,75 m intakt. Einige Deformationen hatten zu Kontakten mit Brennstäben geführt. Darunter, bis zu einer Höhe von ca.

0,55 m war der Liner nur noch teilweise am ursprünglichen Ort vorhanden. Zwischen 0,56 m und 0,34 m war der Liner vollständig zerstört und aus diesem Bereich verschwunden. In den unteren Bereichen war der Liner mehr oder weniger deformiert. Bis 0,25 m war er noch teilweise und bis 0,0 m vollständig vorhanden.

Die Umlagerung von Material führte zu einer Verengung des Strömungskanals, die bei der Nachuntersuchung als Blockadebildung ausgewiesen wurde und ebenfalls in Abb. 4.5-6 dargestellt ist (VOI107). Im Anfangszustand war der Strömungskanal durch die Brennstäbe zu ~38 % blockiert. Am Ende des Experiments hatte sich aus Bereichen oberhalb von 0,7 m bereits Material in den Bereich zwischen 0,5 bis 0,7 m verlagert. Die maximale Blockade von ca. 58 % wurde in einer Höhe um 0,26 m gefunden, die minimale Blockade von ca. 35 % in einer Höhe um 0,46 m. Zum Vergleich wurde in diese Darstellung der Blockadezustand mit eingetragen, der sich aus der errechneten Porosität ergibt. Im oberen Bereich >0,6 m erfolgte bei der Rechnung gegenüber dem Experiment keine Ablagerung von Material. Die maximale Ablagerung ist bei der Rechnung direkt oberhalb der Tragplatte in einem Bereich um 0,1 m zu finden, wobei zu berücksichtigen ist, dass das Material abgeschmolzener Abstandhalter und des geschmolzenen Liners derzeit nicht berücksichtigt werden kann.

In Abb. 4.5-7 sind die bei der Rechnung ausgewiesenen metallischen und keramischen Massen der geschmolzenen Materialien sowie die durch die Abkühlung entstehenden Krusten dargestellt. Es zeigt sich, dass sich keine keramische (U Zr)O_2 Schmelze ausgebildet hat. Am Ende der Rechnung wird nur metallisches Material (U-Zr-O) ausgewiesen.

Die Energiebilanz für das Brennstabbündel zeigt, dass der weitaus größte Anteil der zugeführten Leistung radial über Strahlung direkt an den Liner abgestrahlt wird. Ein deutlich geringerer Teil wird an den Dampf bzw. das Helium im Strömungskanal übertragen. Während der Oxidation wird vergleichsweise nur relativ wenig Energie freigesetzt.

4.5.4 Zusammenfassende Diskussion

Die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+ mit ATHLET-CD mod 1.1 Cycle K zeigt während der Dampfphase im unteren Bereich des Bündels eine leichte Überschätzung, im oberen Bereich eine Unterschätzung der Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen. Die maximale Abweichung von ~11 % tritt im unteren Bereich zum Ende der Dampfphase auf. Zu diesem Zeitpunkt setzt im oberen Bereich mit den höchsten Tem-

peraturen gerade die Temperatureskalation infolge der Hüllrohroxidation ein. Insgesamt wird das thermische Verhalten im Bündel zufrieden stellend wiedergegeben. Die bei dieser Nachrechnung noch vorhandenen Abweichungen zwischen den mit ATHLET-CD errechneten und den experimentellen Temperaturverläufen sind im Wesentlichen auf die bereits aus den ersten Rechnungen zu den SFD Versuchen bekannten Unsicherheiten der Materialdaten der Bündelumfassung und der nicht exakt nachzubildenden Geometrie der Teststrecke – oktogonale Zr-Schicht, Spalt, poröse ZrO_2-Schicht mit Zr-Schicht hoher Dichte, Stahlumfassung – zurückzuführen. Weil in den Spalt zwischen dem Liner und der porösen Isolierschicht kontinuierlich He eingespeist worden war, um ein unkontrolliertes Eindringen von H_2 in die poröse Schicht, wie z. B. beim Versuch C3+ geschehen, zu verhindern, wurde von den Experimentatoren empfohlen, die Wärmeleitfähigkeit der Bündelumfassung gegenüber den Angaben zum ISP-28 deutlich zu erhöhen /ADR 92/. Unter Berücksichtigung dieser Hinweise konnte dann bei dieser Nachrechnung die Berechnung des radialen Energieaustauschs über die Bündelumfassung verbessert und das Temperaturverhalten mit insgesamt doch befriedigender Genauigkeit beschrieben werden. Programmverbesserungen bezüglich der Simulation des thermischen Verhaltens sind deshalb nicht notwendig.

Infolge dieser verbesserten Berechnung des radialen Wärmeaustauschs konnte auch bei der Berechnung der erzeugten H_2-Masse eine bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Daten erzielt werden. Die Abweichung vom gemessenen Wert (39,5 g) beträgt in der aktuellen Nachrechnung (40,6 g) nun weniger als 3 % gegenüber ca. 37 % in der früheren Rechnung mit ATHLET-CD /STE 03b/.

Die Bildung von Blockaden kann von ATHLET-CD nicht exakt bestimmt werden, da derzeit keine speziellen Abschmelzmodelle für die Abstandhalter und das Dampfleitblech (nicht reaktortypisch) existieren. Die Rechnung weist die weitaus größte Masse des umgelagerten Materials der Brennstäbe im Höhenbereich um 0,10 m aus. Dieses umgelagerte Material besteht aus metallischer Kruste.

Insgesamt zeigt die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD B9+, dass ATHLET-CD das thermische Verhalten des Testbündels und die H_2-Erzeugung mit guter Genauigkeit analysieren kann. Für eine bessere Analyse der Massenbewegungen im Kernbereich sollte für die Abstandhalter ein Abschmelzmodell zur Verfügung gestellt werden.

4.6 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD AIC

Der Versuch PHEBUS SFD AIC wurde im Juni 1989 durchgeführt und 1990 von der GRS mit ATHLET-SA (Vorläuferversion von ATHLET-CD) erstmals nachgerechnet /BAA 90/. Der Versuch war der letzte von sechs Tests aus der PHEBUS SFD Versuchsreihe und zugleich der einzige, bei dem ein Steuerstab mit den Absorbermaterialien Silber, Indium und Cadmium (AIC) zum Einsatz kam. Die Zielsetzung dieses Experiments war, die Phänomene beim Abschmelzen eines für einen Druckwasserreaktor typischen Steuerstabs infolge eines schweren Störfalls zu untersuchen. Insbesondere sollte dabei die Zerstörung des Absorberstabs, der Einfluss der Schmelze auf das Führungsrohr und die benachbarten Brennstäbe sowie das Wiedererstarren des geschmolzenen Materials (Blockaden des Kühlkanals) untersucht werden.

Die erneute Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD AIC dient der Überprüfung der aktuellen Programmversion ATHLET-CD mod 2.0 Cycle A /ERD 04c, STE 05a/.

Im Vergleich zur Vorläuferversion ATHLET-SA enthält ATHLET-CD weiterentwickelte und neue Modelle, die speziell für die Nachrechnung dieses Experiments von Bedeutung sind. So ist inzwischen ein Thermohydraulik-Modell verfügbar, mit dem die Einspeisung von nicht-kondensierenden Gasen (Helium) in die Teststrecke simuliert werden kann. In der Vorläuferversion musste dies durch einen dem Wärmekapazitätsstrom von Helium entsprechenden Wasserdampfmassenstrom angenähert werden. Durch das Aufreißen bzw. Schmelzen der Hüllrohre bedingte Materialverlagerungen mit Schmelzeausbreitung konnten wegen fehlender Modelle überhaupt nicht simuliert werden.

Die aktuelle Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD AIC besteht aus drei einzelnen Rechnungen, in denen der Einfluss unterschiedlicher Shroud-Modellierungen und Oxidationsmodelle auf das Temperaturverhalten des Testbündels untersucht wurde.

4.6.1 Nodalisierungsschema der PHEBUS SFD–Teststrecke

Eine Beschreibung der PHEBUS SFD-Versuchsanlage ist in Kap. 2.2 zu finden.

Für die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS SFD AIC wurde das gleiche Nodalisierungsmodell der PHEBUS SFD–Teststrecke verwendet wie für die Nachrechnung der PHEBUS SFD-Versuche C3+ (Kap. 4.4) und B9+ (Kap. 4.5). Das Nodalisierungsmodell ist in Kap. 4.4.1 ausführlich beschrieben.

4.6.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf ist kurz in /BLA 91/ beschrieben. Nachfolgend ist eine Zusammenfassung dieser Darstellung wiedergegeben.

Das Experiment simuliert den Kühlwasserverlust mit dem Versagen der Noteinspeisung (Niederdruckfall). Dieses Szenario entspricht einem Fall, bei dem der Primärkreis druckentlastet und der Innendruck des Absorberstabs größer wird als der des Kühlmittels. Der Einfluss der AIC-Schmelze auf benachbarte Brennstäbe wird gezeigt.

Das Experiment mit den in Abb. 4.6-1 angegebenen Randbedingungen lässt sich in folgende zwei Phasen, nämlich in eine Aufheiz- und eine Abkühlphase aufteilen:

1. Während der ersten Phase erfolgte die Dampfeinspeisung von 1,95 g/s mit einer Temperatur von 533 K. Der niedrige Druck in der Teststrecke war mit 0,65 MPa hoch genug, dass kein Aufblähen der Hüllrohre vor dem Schmelzen der Dichtungen im oberen Bereich der Stopfen erfolgen konnte. Die Leistung wurde nahezu kontinuierlich gesteigert. Infolge der Oxidationsreaktion Zirkon / Dampf begann ab einer Temperatur von ~1770 K die Temperatureskalation.

2. Die zweite Phase begann mit der Beendigung der Dampfzufuhr nach ~3500 s. Gleichzeitig startete die Einspeisung von Helium mit ~0,54 g/s. Die Leistung wurde stufenweise verringert.

Die Temperaturerhöhung im Kern bewirkt im Wesentlichen infolge der Erhöhung des Dampfdrucks des Cadmiums einen Anstieg des Innendrucks des Absorberstabs. Bei weiter ansteigender Temperatur wird schließlich die Schmelztemperatur des nicht oxidierenden Edelstahlröhrchens erreicht, die AIC-Schmelze tritt aus und die chemische Wechselwirkung zwischen der AIC-Schmelze und den umgebenden Hüllrohren beginnt. Dadurch wird die bei einer Temperatur unterhalb der Zr-Schmelztemperatur (2030 K) die Auflösung des Zirkaloys bewirkt. Die chemische Reaktion erfolgt im Bereich um den Steuerstab und infolge des Abströmens von geschmolzenem Material auch nach unten hin. Wie einige ’out-of-pile’-Versuche beim Forschungszentrum Karlsruhe (FZK) gezeigt haben, tritt eine beschleunigte Verflüssigung bereits knapp oberhalb von 1470 K auf /HAG 96/. Die beschleunigte Zerstörung des Reaktorkerns erfolgt damit bei relativ niedriger Temperatur.

Die dem abschließenden Vergleichsbericht zum ISP-28 /ADR 92/ entnommenen Abschätzungen der experimentellen Unsicherheiten (Tab. 4.5-2) gelten auch für den Ver-

such AIC und sind bei der Bewertung der Nachrechnungsergebnisse zu berücksichtigen.

Für die Nachrechnung mit ATHLET-CD erforderlichen Randbedingungen (Leistung, Eingangsmassenströme, Temperatur, Druck) werden aus den Messdaten gewonnen.

Bei der „ersten“ Rechnung wurden für die Oxidation die Beziehungen von Cathcart bzw. Urbanic / Heidrick verwendet, bei der „zweiten“ Rechnung die Beziehungen von Leistikow und Prater / Courtright und bei der „dritten“ Rechnung wieder die Beziehungen der „ersten“ Rechnung.

Es wurde festgelegt, dass eine Oxidation nur auf der Außenseite der Hüllrohre und auf der Innenseite des Liners möglich ist. Das Abschmelzen des Liners und der Abstandhalter kann nicht modelliert werden.

Die Materialdaten des Liners und der Shroud-Isolierung wurden bei der „ersten“ Rechnung den Angaben zum ISP-28 übernommen, dessen Basis das Experiment PHEBUS SFD B9+ war, und entsprechend den Anmerkungen aus /ADR 92/ nach höheren Werten hin (Wärmeleitfähigkeit) modifiziert (s. a. Kap. 4.5.2). Der Einfluss des Spalts zwischen Liner und Isolierung wurde wie bei der Nachrechnung zu PHEBUS SFD C3+ berücksichtigt.

Bei der „zweiten“ und „dritten“ Rechnung wurde wie bei der PHEBUS SFD B9+ Nachrechnung der Einfluss des Spalts zwischen Liner und Isolierung vernachlässigt, weil während des Experiments sehr große Verformungen aufgetreten waren und in weiten Bereichen der Liner abgeschmolzen war. Die Daten für die Wärmeleitfähigkeit der Shroud-Isolierung wurden dem ATHLET-CD Eingabedatensatz zur Nachrechnung von PHEBUS SFD B9+ entnommen, die Dichte und die Wärmeleitfähigkeit der Shroud-Isolierung wurden entsprechend den PHEBUS SFD AIC Nachrechnungen mit ATHLET-SA /BAA 90/ angesetzt, wodurch sich für die Bündelumfassung insgesamt ein höherer Wärmewiderstand ergab.

4.6.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Thermisches Verhalten des Testbündels

In den Abbildungen 4.6-2 und 4.6-3 sind exemplarisch für die „erste“ und „zweite“ Rechnung und das Experiment die Temperaturen des Brennstoffs, des Führungsrohrs,

der Hüllrohre der Brennstäbe ROD2 bzw. ROD3, des Liners sowie der thermischen Isolierung und gesondert die des Absorbermaterials in jeweils einer Ebene (700 mm) dargestellt. Durch diese Darstellungsweise ergibt sich eine bessere Übersicht über die Temperaturverhältnisse in der jeweiligen Ebene.

Im Höhenbereich um 700 mm tritt beim Experiment mit ~2020 K die maximale Temperatur auf (Abb. 4.6-2). Bevor die Temperatureskalation bei allen Brennstäben fortschreitet, wird die Dampfzufuhr unterbrochen und das Testbündel mit Helium gekühlt. Der steile Temperaturanstieg infolge der Zirkonoxidation der Hüllrohre und des Liners wird von der „ersten“ Rechnung nicht nachvollzogen, d. h. die Wärmeabfuhr über die Umfassung des Testbündels wird deutlich überschätzt und damit die ausgeprägte Temperaturspitze nicht simuliert. Während beim Experiment das Versagen des Führungsrohrs nach ~3353 s festgestellt wurde /REP 91/, ist dies in der Rechnung erst nach 3480 s der Fall.

In der „zweiten“ Rechnung mit den neuen Randbedingungen und dem anderen Oxidationsmodell wurde im unteren Bereich der Beginn und der weitere Verlauf des Temperaturanstiegs des Brennstoffs, der Hüllrohre und der Bündelumfassung (Liner und Isolierung) insgesamt sehr gut simuliert. Das Versagen des Führungsrohrs erfolgt gegenüber der „ersten“ Rechnung etwas früher (nach ~3230 s).

In der Ebene bei 700 mm stimmen in der „zweiten“ Rechnung die Temperaturverläufe sehr viel besser mit den Messwerten überein (Abb. 4.6-3) als in der „ersten“ Rechnung (Abb. 4.6-2), d. h. der Temperaturanstieg zum Ende der ersten Phase (Ende der Dampfeinspeisung, Beginn der Einspeisung von Helium) kann mit der „zweiten“ Rechnung sehr gut nachvollzogen werden. Die im Experiment extrem ausgeprägte Temperaturspitze ist bei der Nachrechnung allerdings nicht so deutlich. Diese ausgeprägte Spitze kann dadurch hervorgerufen worden sein, dass beim Experiment im Gegensatz zur Rechnung nach dem Abschalten der Dampfeinspeisung noch Dampf im System vorhanden war, der dann zu einer kurzzeitigen weiteren Oxidation führte. Weil die Messleitungen der Thermoelemente durch die Stäbe hindurch geführt und damit von den Temperaturen beeinflusst werden, könnte auch dadurch eine leichte Verfälschung der tatsächlich am Ort der Messung vorhandenen Temperatur möglich sein. Dennoch zeigt der Vergleich der gemessenen und gerechneten Ergebnisse in Abb. 4.6-3, dass von der „zweiten“ Rechnung der Beginn der Temperatureskalation sehr gut wiedergegeben wird.

Bei der „dritten“ Rechnung wurde gegenüber der „zweiten“ nur das Oxidationsmodell geändert; es führte zu keinen großen Einfluss auf die Temperaturverläufe.

- Wasserstofferzeugung und Oxidation

Wegen der mit dem Beginn der Temperatureskalation deutlich besseren Übereinstimmung der Temperaturverläufe im oberen Bereich des Testbündels werden für die nachfolgenden Vergleiche hinsichtlich der Wasserstofferzeugung und Oxidation die Ergebnisse der „zweiten“ und „dritten“ Rechnung verwendet.

Abb. 4.6-4 zeigt die in der „zweiten“ Rechnung ermittelten Oxidschichtdicken des Führungsrohrs, der Hüllrohre des inneren und äußeren Rings und des Liners zu verschiedenen Zeiten während und zum Ende der Dampfeinspeisung (t= 0 bis 3550 s) sowie zum Ende der Rechnung (t= 6000 s). Der vollständigen Oxidation eines Hüllrohrs entspricht eine Oxidschichtdicke von ca. 900 µm. Die maximale Oxidschichtdicke des Führungsrohrs befindet sich in einer Höhe von etwa 0,55 – 0,60 m und beträgt ca. 60 µm. Die maximale Oxidschichtdicke der Brennstabhüllrohre wurde mit ~250 µm im inneren Ring ’ROD2’ in einer Höhe um 0,6 m berechnet.

Bei der „dritten“ Rechnung (Oxidationsmodell der „ersten“ Rechnung) weist das Führungsrohr über der gesamten Länge eine wesentlich dickere Oxidschicht auf. Der Maximalwert in der Ebene um 0,6 m ist mit ~70 µm gegenüber ~60 µm in der „zweiten“ Rechnung deutlich höher, die Oxidationsschicht der Hüllrohre speziell im inneren Ring ’ROD2’ dagegen mit ~200 µm gegenüber ~250 µm deutlich geringer. Im äußeren Ring ’ROD3’ sowie beim Liner ist der Unterschied zwischen den mit den unterschiedlichen Oxidationsmodellen ermittelten Oxidschichtdicken vernachlässigbar.

Beim Experiment erfolgte die Oxidation im Wesentlichen im Bereich zwischen 0,6 m und 0,8 m mit einem Maximum bei 0,7 m und somit ~0,1 m oberhalb der Lage des Maximums der Rechnungen, in den darunter liegenden Bereichen ist nur eine geringe Oxidation festzustellen /BLA 91/. Die maximale Oxidschichtdicke des Führungsrohrs betrug ~180 µm, die maximalen Oxidschichtdicken der Hüllrohre lagen im Bereich zwischen 330 bis 420 µm. Im Gegensatz dazu bildete sich bei den Rechnungen bereits ab ca. 0,1 m eine stetig nach oben hin zunehmende Oxidschicht aus, die bei ca. 0,6 m den Maximalwert erreicht.

Abb. 4.6-5 zeigt die in der „zweiten“ Rechnung ermittelte H_2-Erzeugungsrate (H2_BUNFL, oben) und die insgesamt erzeugte H_2-Masse (H2_MASS tot, unten). In

der Darstellung der H_2-Erzeugung treten als Folge der Oxidation von metallischem Zr in der abstürzenden Absorberschmelze deutlich einige Spitzen auf. In die untere Darstellung ist zusätzlich der Anteil der erzeugten H_2-Masse eingetragen, der allein bei der Oxidation der Brennstäbe entsteht (H2(BS)). Die Differenz zu H2_MASS tot ist die H_2-Masse, die bei der Oxidation des Liners entsteht. Nach ca. 3500 s wird von der Rechnung eine H_2–Masse von ~11 g ausgewiesen, vom Experiment mit dem Ende der Oxidation bei 3520 s eine H_2–Masse von ~10 g /REP 91/. Die in der Rechnung erzeugte H_2–Masse beträgt am Ende der Oxidation ~12,5 g. Wegen der beim Experiment unklaren Verhältnisse, d. h. H_2–Erzeugung bereits vor 600 s und damit weit unterhalb von 1273 K (Beginn der Oxidationsreaktion), werden die Differenzen zwischen Rechnung und Experiment nicht weiter untersucht.

Bei der „dritten“ Rechnung mit dem anderen Oxidationsmodell ist die integrale H_2–Erzeugung mit 12,8 g nahezu gleich groß wie bei der „zweiten“ (12,5 g).

- Abschmelzverhalten und Energiebilanz

Die Schmelztemperatur des metallischen Zr wurde bei der Rechnung mit 2030 K vorgegeben. Diese Temperatur wird bei den Rechnungen weder vom Führungsrohr noch von den Hüllrohren erreicht. Nach 3230 s erfolgt das Versagen des Führungsrohrs, und die Umlagerung der Absorberschmelze beginnt, wobei während des Abfließens noch metallisches Zr des Führungsrohrs oxidiert.

Beim Experiment wurde der Absorberstab vollständig in den unteren Stopfenbereich umgelagert. Die metallurgische Auswertung nach dem Versuch (post test examination, PTE) zeigt eine teilweise Zerstörung von Stäben des inneren Rings /BLA 91/. Während des Versuchs sind gegenüber der Rechnung etwas höhere Temperaturen aufgetreten. Diese Differenz führt dazu, dass beim Experiment die Zerstörung der Stäbe des inneren Rings erfolgte, bei der Rechnung gerade nicht.

In Abb. 4.6-6 sind die Massen der geschmolzenen Materialien des Steuerstabs (Absorber- und Führungsrohrmaterialien) sowie die durch die Abkühlung entstehenden Krusten dargestellt. Am Ende der „zweiten“ Rechnung ist der größte Teil wieder erstarrt und nur noch eine geringe Restschmelze vorhanden. Diese Restschmelze verbleibt bei der Rechnung in einer Zone, in der die Versagenskriterien zwar erreicht wurden, der Verlagerungsvorgang jedoch nicht initiiert werden konnte, da die Zone durch Krusten und Schmelzeansammlung blockiert wurde. In diesem Fall erstarrt die Restschmelze

auch bei größerer Unterkühlung nicht. Dieser Fehler im Verlagerungsmodell hat jedoch keine Auswirkung auf das integrale Verhalten.

In Abb. 4.6-7 ist die Energiebilanz für das Brennstabbündel dargestellt. Der weitaus größte Anteil der zugeführten Leistung (input) wird radial direkt an den Liner abgestrahlt (to structures) bzw. an das abströmende Dampf-Gasgemisch im Strömungskanal übertragen (to fluid). Während der Oxidation und des Absturzes von Material werden hohe Spitzenwerte erreicht, wobei bis zum Ende der Dampfeinspeisung nahezu 50 % der eingebrachten Leistung zusätzlich freigesetzt werden (oxidation). Der Fehler in der Energiebilanz (error) weicht nur bei sehr schnellen Temperaturänderungen merklich von Null ab.

4.6.4 Zusammenfassende Diskussion

Der Versuch PHEBUS SFD AIC wurde im Juni 1989 durchgeführt und 1990 von der GRS mit ATHLET-SA (Vorläuferversion von ATHLET-CD) erstmals nachgerechnet /BAA 90/. Das Experiment AIC war das letzte von sechs Experimenten aus der PHEBUS SFD Reihe und zugleich das einzige, bei dem ein Steuerstab mit den Absorbermaterialien Ag, In und Cd (AIC) in das Zentrum des Testbündels eingebaut war. Die aktuelle Nachrechnung des Versuchs diente der Überprüfung der aktuellen Programmversion ATHLET-CD mod 2.0 Cycle A.

Im Rahmen der aktuellen Nachrechnung mit ATHLET-CD wurden drei Rechnungen mit unterschiedlichen Randbedingungen durchgeführt. In der „ersten“ Rechnung wurden die Materialdaten des Liners und der Shroud-Isolierung aus den Angaben zum ISP-28 übernommen und entsprechend den Anmerkungen in /ADR 92/ nach höheren Werten hin (Wärmeleitfähigkeit) modifiziert, der Einfluss des Spalts zwischen Liner und Isolierung wurde berücksichtigt und die Oxidation des Zirkons mit den Beziehungen von Cathcart bzw. Urbanic / Heidrick berechnet. In der „zweiten“ Rechnung wurden die Daten für die Wärmeleitfähigkeit der Shroud-Isolierung wie bei der „ersten“ Rechnung angesetzt und die Daten für die Dichte und Wärmeleitfähigkeit der Shroud-Isolierung entsprechend den älteren ATHLET-SA Rechnungen /BAA 90/ verwendet, wodurch sich für die Bündelumfassung insgesamt ein höherer Wärmewiderstand ergibt. Der anfänglich vorhandene Spalt und damit dessen Wärmeleitwiderstand wurden nicht berücksichtigt, weil während des Experiments sehr große Verformungen aufgetreten waren und in weiten Bereichen der Liner abgeschmolzen war. Die Berechnung der Oxidation des Zirkons erfolgte mit den Beziehungen von Leistikow und Prater / Courtright. In der

„dritten“ Rechnung wurden die Daten für die Wärmeleitfähigkeit, die Dichte und die Wärmeleitfähigkeit der Shroud-Isolierung der „zweiten“ Rechnung beibehalten und der anfänglich vorhandene Spalt und damit dessen Wärmewiderstand ebenfalls vernachlässigt. Die Berechnung der Oxidation des Zirkons erfolge mit den gleichen Beziehungen wie in der „ersten“ Rechnung.

Zum Vergleich der aktuellen Nachrechnungsergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen wurden vor allem die Temperaturen im Bündel und in der Bündelumfassung (Shroud) herangezogen. Bei der „ersten“ Rechnung wurde während der Phase der Dampfeinspeisung bezüglich der Temperaturen des Testbündels und des Shrouds speziell im unteren Bereich bis zu einer Höhe von ~0,6 m eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten erzielt. Die ausgeprägte Temperaturspitze am Ende der Dampfeinspeisung, die sich beim Experiment ab etwa 3000 s aus der starken Zunahme der Temperatur infolge der Leistungserhöhung und der beginnenden Zirkon / Dampf Reaktion ergibt, konnte mit der „ersten“ Rechnung nicht nachvollzogen werden. Wie bereits in den Nachrechnungen zu PHEBUS SFD C3+ und B9+ sind dafür im Wesentlichen die den radialen Energieaustauschs beeinflussenden Unsicherheiten hinsichtlich der nicht exakt nachzubildenden Geometrie der Teststrecke (oktogonale Zr-Schicht, Spalt, poröse ZrO_2-Schicht mit Zr-Schicht hoher Dichte, Stahlumfassung) sowie der Materialdaten der Bündelumfassung verantwortlich. So wurden die Materialdaten dadurch verändert, dass in den Spalt zwischen dem Liner und der porösen Isolierschicht kontinuierlich He eingespeist wurde, um ein unkontrolliertes Eindringen von H_2 in die poröse Schicht zu verhindern.

Bei der „zweiten“ Rechnung mit einem veränderten bzw. erhöhten Wärmewiderstand der Bündelumfassung und Verwendung eines anderen Oxidationsmodells wurden der Beginn der Temperatureskalation und die Temperaturspitze oberhalb von 0,6 m gut wiedergegeben. Unterhalb von 0,6 m verschlechterte sich dagegen im Vergleich zur „ersten“ Rechnung die Übereinstimmung zwischen den gerechneten und gemessenen Temperaturverläufen, weil durch die Anhebung des Wärmewiderstands der Bündelumfassung die Kerntemperatur auch im unteren Bereich etwas erhöht wurde.

Zur richtigen Einschätzung der Qualität der mit ATHLET-CD berechneten Temperaturverläufe ist darauf hinzuweisen, dass beim Internationalen Standardproblem Nr. 46 (PHEBUS FPT1) die Bündeltemperaturen, die von den vielen Teilnehmern mit unterschiedlichen Codes errechneten worden waren, für einen typischen Messwert von ca. 2000 K in einem Streuband von 300 – 400 K lagen. Angestrebt ist bei den Nachrech-

nungen mit ATHLET-CD natürlich eine weitaus geringere Abweichung von den gemessenen Daten.

Die berechnete und auch die gemessene ZrO_2-Schichtdicke zeigen zum Ende des Versuchs qualitativ das gleiche Verhalten wie bei dem Experiment PHEBUS SFD B9+. Während beim Experiment die Oxidation im Wesentlichen in einem engen Bereich zwischen 0,6 bis 0,8 m mit einer Spitze bei 0,7 m stattgefunden hat, ergibt sich bei der Rechnung ein Oxidationsprofil, das von unten ab 0,1 m nach oben kontinuierlich bis zum Maximum bei 0,6 m ansteigt. Damit liegt bei der Rechnung das Maximum des Oxidationsprofils ca. 0,1 m unterhalb dessen des Experiments. Dies deutet darauf hin, dass von der gewählten Modellierung der radiale Wärmeaustausch in Abhängigkeit von der Höhe nicht detailliert genug erfasst wird.

In der Rechnung wurde eine H_2-Masse von ~12,5 g erzeugt, beim Experiment eine von ~10 g. Dieser Wert ist wegen der beim Experiment unklaren Verhältnisse - H_2–Erzeugung weit unterhalb von 1273 K (Beginn der eigentlichen Oxidationsreaktion) - nicht belastbar.

Die „dritte“ Rechnung mit dem im Vergleich zur „zweiten“ Rechnung veränderten Oxidationsmodell führte gegenüber der „zweiten“ Rechnung im Wesentlichen nur bei der Ausbildung der ZrO_2-Schichten zu deutlichen Unterschieden. Die integrale H_2-Erzeugung änderte sich dagegen nur geringfügig.

Insgesamt zeigen die Nachrechnungen der drei Experimente C3+, B9+ und AIC aus der PHEBUS SFD Versuchsreihe mit ATHLET-CD, dass das Programm das thermische Verhalten des Testbündels mit guter Genauigkeit berechnen und auch die thermohydraulischen Phänomene recht gut nachvollziehen kann. Unter Berücksichtigung der unklaren Materialeigenschaften des Shrouds konnte auch die Freisetzung von Wasserstoff sehr gut bestimmt werden (C3+, B9+). Für eine bessere Analyse der Massenbewegungen im Kernbereich sollte für die Abstandhalter ein Abschmelzmodell zur Verfügung gestellt werden. Weitere Verbesserungen der Simulationsergebnisse wären von einem speziellen Modell erwarten, das das Abschmelzen des Dampfleitblechs um den Strömungskanal (nicht reaktortypisch) simulieren kann.

4.7 Nachrechnung des Versuchs PBF SFD 1-4

Die Nachrechnung des Versuchs PBF SFD 1-4 wurde im Zwischenbericht /STE 05a/ ausführlich beschrieben. Daher wird an dieser Stelle nur ein kurzer Überblick über eini-

ge Ergebnisse gegeben. Die Arbeiten wurden mit der Programmversion ATHLET-CD mod 1.1 Cycle L durchgeführt /AUS 04b/.

Beim Experiment PBF-SFD 1-4 wurde ein Kernschmelzunfall untersucht, der in Folge eines Kühlmittelverlustes bei hohem Systemdruck eintritt. Das nuklear beheizte Bündel besteht aus 28 Brennstäben, davon 26 mit hohem Abbrand, und 4 Steuerstäben. Infolge einer Leistungserhöhung kommt es zum Ausdampfen des Bündels und schließlich zum Versagen der Hüllrohre.

Dieser Versuch war bereits im Vorhaben RS 1100 mit der Programmversion mod 1.0 Cycle A nachgerechnet worden /STE 03b/. Die erneute Nachrechnung des Versuchs dient der Qualitätssicherung der aktuellen Code-Version sowie der Überprüfung des erreichten Entwicklungsstands. Wesentliche Modelländerungen im Vergleich zur letzten freigegebenen Version mod 1.1 Cycle K sind u. a. /TRA 04/:

- Überarbeitung der Energiegleichungen des Brennstab- und Verlagerungsmodells,
- Modellierung der Borkarbid-Oxidation und -Wechselwirkung mit Stahl,
- Berechnung der Freisetzungsraten von Absorbermaterialen als Funktion des Partialdruckes der Absorberdämpfe.

4.7.1 Nodalisierungsmodell der PBF SFD–Teststrecke

Abb. 2.3-1 zeigt die schematische Darstellung PBF SFD Teststrecke und Abb. 4.7-1 das Nodalisierungsmodell des Testbündels für ATHLET-CD. Die Teststrecke wird im Nodalisierungsmodell mit dem Eintrittsplenum (INLET), dem Strömungskanal mit dem Brennstabbündel (CORE) und dem Austrittsplenum (TDV) nachgebildet. Der Strömungskanal ist in 24 axiale Zonen unterteilt, davon 20 im aktiven Kernbereich, die über Querverbindungen (CROSS) mit einem BYPASS verbunden sind. Der Bypass ist notwendig, um die Strömung auch bei einer Blockadebildung durch Schmelze aufrecht zu erhalten. Als Bypass-Strömungsquerschnitt wurden 0,0001 m^2 bzw. 3 % der gesamten Strömungsfläche des Testbündels angenommen.

Das Kühlwasser und das Trägergas Argon werden in das untere Ende der Teststrecke eingespeist (FILL bzw. ARFILL). Der erzeugte und bei der Oxidation nicht verbrauchte Dampf, das Argon und der bei der Zirkon-Dampf-Reaktion erzeugte Wasserstoff werden am oberen Ende der Teststrecke nach außen abgeführt (TDV). Der gemessene Systemdruck wurde für dieses TF-Objekt als Randbedingung vorgegeben.

Das Brennstabbündel (Abb. 2.3-1) wurde in drei radiale Zonen unterteilt: eine innere Zone - ROD1- mit 4 Brennstäben (3C, 3D, 4C und 4D), eine mittlere Zone - ROD2 - mit 8 Brennstäben (2C, 2D, 3B, 3E, 4B, 4E, 5C, 5D) und 4 Steuerstäben ('AIC': 2B, 2E, 5B und 5E) sowie eine äußere Zone - ROD3 - mit 16 Brennstäben. Bei der Analyse wurde zwischen den 26 bestrahlten und den 2 unbestrahlten, instrumentierten Brennstäben (3B, 4C) nicht unterschieden. Für die geometrischen Daten der bestrahlten Brennstäbe und Steuerstäbe wurden die in /PET 89a/ vorgegebenen Daten verwendet. Der Energieaustausch durch Strahlung zur Bündelumfassung wurde mit berücksichtigt.

Die Bündelumfassung (SHROUD) wurde als Zylinder bestehend aus 3 radialen Zonen modelliert, dem inneren Dampfführungsrohr aus Zirkaloy (inner liner), der Isolierung aus porösem ZrO_2 und einer dritten Materialzone aus Zirkaloy, die den übrigen Teil der Umfassung bis zum Kühlmittelringspalt darstellt. Die 3 Zonen wurden in 2, 10 und 4 radiale Schichten unterteilt. Die Bündelumfassung wurde axial wie der Strömungskanal unterteilt.

4.7.2 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf lässt sich in zwei Phasen einteilen:

- die Aufheizphase, in der die nukleare Leistung des Bündels bis auf 27,1 kW (bei ca. 2600 s) erhöht wird,
- die Abkühlphase, in der die nukleare Leistung des Bündels wieder reduziert wird (von 2600 s bis ca. 4000 s).

Die Versuchsbeschreibung und die -auswertung sind in /PET 89a/ ausführlich dokumentiert.

Der zeitliche Verlauf der Bündelleistung ist in Abb. 4.7-2 dargestellt. Bei SCDAP/RELAP5 Versuchsanalysen wurden drei Leistungsprofile verwendet /PET 89a/. Während des Versuches änderte sich das Leistungsprofil, da zunächst das Bündel mit Wasser bedeckt war, das aber nach einer gewissen Zeit verdampfte. Auch hatten das Versagen der Steuerstäbe und die Materialverlagerungen einen beträchtlichen Einfluss auf das axiale Leistungsprofil. Die drei Profile gelten somit für die Zustände:

1. teilweise mit Wasser gefülltes Brennstabbündel,
2. vollständig mit Dampf gefülltes Brennstabbündel,

3. Zustand nach Versagen der Steuerstabführungsrohre.

Bei der hier beschriebenen Nachrechnung wurden diese drei Leistungsprofile analog verwendet. Die Umschaltung von der 1. zur 2. Leistungskurve erfolgte nach 1000 s und von der 2. zur 3. Leistungskurve nach 1800 s. Die Festlegung dieser Umschaltzeitpunkte erfolgte auf Grund des Füllstandsverlaufs sowie des ermittelten Versagenszeitpunktes der Steuerstabführungsrohre.

Der verwendete ATHLET-CD Eingabedatensatz baut auf dem Datensatz auf, der bereits für die im Jahr 1998 durchgeführte Nachrechnung verwendet worden war /STE 03b/. Außer der Umstellung auf die aktuelle Version 1.1L, lassen sich die wesentlichen Änderungen bzw. Ergänzungen wie folgt zusammenfassen:

- Anwendung des 6-Gl.-Modells im thermohydraulischen Modul ATHLET,
- detaillierte Nodalisierung im aktiven Kernbereich (20 statt 10 Nodes),
- Modellierung eines Bypass-Strömungskanals mit Querverbindungen zum Haupt-Strömungskanal,
- Anwendung des Ratenansatzes statt des Diffusionsmodells zur Berechnung der Freisetzungsraten im Modul FIPREM.

Zusätzlich wurde das Modell zur Beschreibung von nicht-kondensierenden Gasen angesprochen. Berücksichtigt wurden Wasserstoff und Argon. Die dafür notwendigen Stoffwerte und Transporteigenschaften wurden aus /VDI 91/ entnommen.

Weil der Versuch unter einem relativ hohen Systemdruck (ca. 7,0 MPa) stattfand, wurde auf die Anwendung des Quench-Modells zur Beschreibung der Wiederbenetzung der Brennstäbe am Ende des Versuchs verzichtet, da diese Option eher für einen niedrigeren Systemdruck validiert ist.

Für den Brennstabmodul ECORE wurden weitestgehend die im Benutzerhandbuch /ATH 04/ empfohlenen Eingabeparameter und Modelloptionen verwendet. Die wenigen Ausnahmen, die in Kap. 4.7-3 erörtert werden, dienten dazu, eine noch bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Ergebnissen zu erreichen. Die Oxidation der Hüllrohre und des Dampfführungsrohres wurde mit den Korrelationen von Cathcart (<1853 K) bzw. Urbanic und Heidrick (>1853 K) berechnet.

Die Freisetzung von Spaltprodukten während des Versuchs wurde mit dem Ratenansatz im Modul FIPREM simuliert. Dabei wurde die neue Modelloption NMODI= 8 verwendet (ORNL-Raten für Spaltprodukte sowie Berücksichtigung des Partialdruckes der Dämpfe für Absorbermaterialen). Berücksichtigt wurden die folgenden Spezies: Xenon (Xe), Krypton (Kr), Jod (I), Cäsium (Cs), Tellur (Te), Strontium (Sr) und Antimon (Sb), sowie die Absorberkomponenten Silber (Ag), Cadmium (Cd) und Indium (In).

Der Transport von Spaltprodukten und Aerosolen (Modul SOPHAEROS) wurde nicht simuliert.

4.7.3 Ergebnisse der Nachrechnung

- Thermisches Verhalten des Testbündels

Abb. 4.7-3 zeigt die Brennstofftemperaturen für einen Stab aus dem mittleren Ring. Zuverlässige Messwerte der Brennstabtemperaturen sind nur bis etwa 1500 K verfügbar, da bei höheren Temperaturen die Thermoelemente versagt hatten bzw. infolge von Materialumlagerungen nicht mehr örtlich zuzuordnen waren. Dennoch zeigt der Vergleich der Rechenergebnisse mit den vorhandenen experimentellen Werten im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung.

Das Versagen der Steuerstabführungsrohre wurde bei etwa 1850 s (Versagenstemperatur 1523 K) berechnet. Darauf folgte ein Abfließen der Absorberschmelze bis zu den unteren Bereichen des Testbündels, wo noch eine geringe Menge Kühlwasser vorhanden war. Dies führte zu einer starken Verdampfung und zu einer kurzfristigen Abkühlung der Brennstäbe, die beim Experiment nicht beobachtet wurde.

Oberhalb von ca. 1500 K beginnt die Zirkonoxidation, die zu einer starken Temperatureskalation führt. Dies trat im Experiment ab ca. 1880 s auf /PET 89a/.

Bei 1970 s versagt in der Höhe von 0,6 m erstmals die Brennstabhülle im inneren Ring mit dem Beginn der Bildung von metallischer Schmelze. Ab etwa 2000 s wird die Oxidation durch Dampfmangel begrenzt. Die höchste berechnete Brennstabtemperatur war 2510 K, d. i. 90 K unterhalb der vorgegebenen Temperatur zur Bildung keramischer Schmelze.

Abb. 4.7-4 vergleicht die gemessenen und berechneten axialen Profile der Hüllrohrtemperaturen für verschiedene Zeitpunkte im Lauf des Versuchs. Der gewählte Zeit-

punkt zum Umschalten von der 1. zur 2. Leistungskurve (1000 s) hat einen geringfügigen Einfluss auf die Temperaturprofile, wie eine zusätzliche Rechnung gezeigt hat, bei der das Umschalten bei 500 s (analog zu der in /STE 03b/ beschriebenen Nachrechnung) erfolgte.

Wie die Abb. 4.7-5 zeigt, ist die Übereinstimmung des gemessenen mit dem gerechneten Temperaturverlauf des Steuerstabs zwar insgesamt gut, aber nach ca. 600 s ist der berechnete Temperaturanstieg steiler als es die Messwerte angeben, wobei die Differenz allerdings weniger als 100 K beträgt. Das Versagen der Steuerstabführungsrohre wurde bei 1850 s errechnet. Im Versuch versagte der instrumentierte Steuerstab 5E bei 1708 s, die übrigen Steuerstäbe zwischen 1925 und 1975 s.

Um einen allgemeinen Eindruck von den Temperaturverläufen über den gesamten Querschnitt des Bündels zu erhalten, ist in Abb. 4.7-6 ein Vergleich von gerechneten und gemessenen Dampf- und Hüllrohrtemperaturen sowie von Temperaturverläufen der Bündelumfassung in einer Höhe von 0,5 m dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass die Übereinstimmung zwischen den analytischen und experimentellen Ergebnissen gut ist. Die Differenz zwischen Rechnung und Messung liegt in weiten Zeitbereichen deutlich unter 50 K.

- Wasserstofferzeugung und Oxidation

Die Abbildung 4.7-7 zeigt die integrale Wasserstofferzeugung in der Rechnung infolge der Oxidation der Hüllrohre (H2 bundle), den Beitrag aus der Oxidation der metallischen Schmelze (H2 melt) und die insgesamt erzeugte Masse einschließlich des Beitrages aus der Oxidation der Bündelumfassung (H2 total). Zum Vergleich wurde das Versuchergebnis (Experiment) mit in das Diagramm übernommen. Die Wasserstofferzeugung wurde „on-line“ gemessen und in einer nachfolgend durchgeführten Analyse korrigiert. Das Messergebnis führte bei 3280 s zu einer Wasserstofferzeugung von 98 ± 5 g. Beim Zeitpunkt 3280 s sind die Messungen möglicherweise durch einen Wassereinbruch gestört worden /PET 89a/. Zusätzlich dazu werden bis zum Ende des Versuchs ca. 23 g als obere Grenze abgeschätzt, was nach 4000 s eine gesamte Wasserstofferzeugung von 98 (+28/-5) g ergibt.

Zusätzlich wurde das aus dem Bündel ausströmende Dampf-Gas-Gemisch während des Versuches in einem Sammeltank aufgefangen. Die Auswertung dieses Gasgemischs führte zu einem Endwert von 86 ± 12 g H_2, was als „best estimate“ Wert für den Test angesehen wird /PET 89a/.

ATHLET-CD errechnet am Ende des Versuchs eine Gesamtmasse von ca. 97 g H_2. Dieser Wert liegt innerhalb der Unsicherheit der „on-line“ Auswertung und im oberen Bereich der Auswertung der Gasmenge aus dem Sammeltank. Am Anfang stammt der erzeugte Wasserstoff vollständig aus der Oxidation der Hüllrohre. Nach ca. 2300 s erfolgt die H_2-Erzeugung auch aus der Oxidation der Bündelumfassung.

Der Beitrag der Oxidation der metallischen Schmelze erreicht bis zu 15 % der gesamten erzeugten H_2-Masse (Abb. 4.7-7). Dieser Beitrag wurde in früheren Code-Versionen nicht berücksichtigt.

Abb. 4.7-8 zeigt die in verschiedenen Höhen mit ATHLET-CD berechneten Oxidationsschichten für einen Brennstab der mittleren Zone. Eine merkliche Oxidation beginnt nach ca. 1500 s in der mittleren Ebene des Testbündels. Die Oxidationsfront bewegt sich zuerst aufwärts und dann abwärts in die unteren Bereiche des Testbündels. Mit der kontinuierlichen Leistungserhöhung erhöhen sich die Hüllrohrtemperaturen. Die drastische Erhöhung der Zirkonoxidation führt zur Temperatureskalation ab ca. 1900 s. Der erzeugte Dampf wird hauptsächlich im unteren Bündelbereich bis zu der Höhe von etwa 0,4 m verbraucht. Im oberen Bündelbereich herrscht während des größten Teils der Aufheizphase Dampfmangel.

Ähnlich verläuft die Oxidation der übrigen Brennstäbe im inneren bzw. äußeren Ring. Die Oxidation der Steuerstäbe ist deutlich geringer, da sie relativ früh versagen. Die berechnete Oxidschichtdicke an der Bündelumfassung ist merklich dicker als die der Brennstäbe. In ATHLET-CD wird das Abschmelzen des Dampf-Führungsrohres der Bündelumfassung nicht modelliert. Allerdings wird die Oxidation beendet, wenn die Schmelztemperatur des mit Sauerstoff gesättigten Zirkoniums erreicht wird (2250 K).

- Abschmelzverhalten

Im Vergleich zu früheren Nachrechnungen wird nun am Ende des Versuchs eine größere Schmelzmasse berechnet. Die jetzt von ATHLET-CD errechnete Brennstab-Schmelzmasse beträgt 2,8 kg, ca. 15 % des Anfangsinventars. Das entspricht in etwa der im Versuch ermittelten Menge von ca. 18 %. Ein Vergleich zwischen Experiment und Analyse in Bezug auf das Umlagerungsverhalten ist nur qualitativ möglich.

Abb. 4.7-9 zeigt die berechneten axialen Massenverteilungen der Brennstäbe und der Steuerstäbe am Ende des Versuchs. In die Diagramme wurden auch die experimentell ermittelten Dichten, normiert auf die Anfangswerte, eingetragen. Im Versuch sammelte

sich die Brennstab-Schmelze zwischen 0,17 und 0,30 m, mit einem Maximum bei 0,25 m. In der Rechnung ist die Materialansammlung fast 0,1 m tiefer. Der Effekt des Abstandhalters auf die Schmelzeverlagerung wird in ATHLET-CD nicht simuliert. Ähnliches gilt für die Massenverteilung der Steuerstäbe. Im Versuch sammelte sich deren Schmelze an der Unterkante des unteren Abstandhalters, während in der Rechnung die verlagerte Schmelze erst an der Unterkante des aktiven Kernbereichs wieder erstarrt.

Die Simulation des Verlagerungsprozesses wird von verschiedenen Eingabeparametern (u. a.: Verlagerungsgeschwindigkeiten, Verlagerungstemperaturen, Temperaturdifferenzen zum Wiedererstarren der Schmelzen) und deren Kombination empfindlich beeinflusst /AUS 02/. So zeigt die Abb. 4.7-9 Ergebnisse einer zusätzlichen Rechnung, bei der die Versagenstemperatur der Brennstabhülle bei geringer Oxidation (Eingabeparameter TALLOW) um 50 K auf 2250 K reduziert wurde. Diese Änderung, die einen früheren Beginn der Verlagerung bei niedrigeren Temperaturen bewirkt, reicht aus, um das Niveau der Schmelzansammlung um 0,05 bis 0,1 m zu erhöhen, jedoch mit einer geringeren Schmelzmasse (2,4 kg statt 2,8 kg) in Folge einer reduzierten Brennstoffauflösung.

- Freisetzung von Spaltprodukten und Absorbermaterial

Abb. 4.7-10 zeigt die berechneten Freisetzungsanteile von ausgewählten Spaltprodukten und von den Absorbermaterialen Silber, Cadmium und Indium. Das Bersten des Hüllrohrs im inneren Ring und der Beginn der Freisetzung von flüchtigen Spaltprodukten wird bei ca. 1828 s berechnet (im Versuch zwischen 1700 und 1800 s). Während Xe, Kr, I und Cs ähnliche Freisetzungsraten aufweisen, sind diejenigen von Te, Sr und Sb deutlich niedriger (Tab. 4.7-1).

Die auf das Anfangsinventar normierten Freisetzungsraten von Edelgasen sind in Abb. 4.7-11 dargestellt. Bis zum Beginn der Abkühlphase bei 2600 s stimmen die für die Edelgase errechneten Freisetzungsraten sehr gut mit den Messwerten überein. Der Grund für den relativ hohen Messwert für die Freisetzung von Edelgasen während der Abkühlphase ist unbekannt. Der hohe Messwert ist jedenfalls nicht auf die Änderung der Brennstoff-Morphologie während der Abkühlung zurückzuführen. Eine mögliche Brennstoff-Granulation, die das Phänomen erklären könnte, wurde in diesem PBF-Versuch nicht beobachtet /PET 89a/.

In Tab. 4.7-1 werden die experimentell ermittelten, globalen Freisetzungsanteile von

einzelnen Elementen den berechneten Ergebnissen gegenüber gestellt. Wie die Tabelle zeigt, liegen die mit einer gewissen Unsicherheit behafteten Messwerte und die Rechenergebnisse nicht weit auseinander. Die hier als Eingabeoption verwendeten ORNL-Raten überschätzten jedoch die Freisetzung von Te und Sb im Vergleich zum Versuch. Der Grund dafür ist die im Modell berücksichtigte deutliche Erhöhung der Freisetzungsraten bei oxidierten Hüllrohren, die in verschiedenen Einzeleffektests bei niedrigem Druck (0,1 MPa) beobachtet wurde /LOR 95/. Die Grenze zwischen „metallischen“ und „oxidierten“ Hüllrohren ist möglicherweise zu niedrig angesetzt, was aus dem Vergleich der Ergebnisse der Rechnungen mit und ohne Berücksichtigung der Hüllrohroxidation ersichtlich ist (Tab. 4.7-1).

Die Tabelle 4.7-1 zeigt auch, dass die CORSOR-Raten (Modelloption NMODI= 7) die Freisetzung von Absorbermaterialen unter hohem Systemdruck deutlich überschätzen. Die neue Option NMODI= 8, bei der die Freisetzungsraten als Funktion der Partialdrücke der Absorberdämpfe bestimmt werden /AUS 04a/, liefert eindeutig realistischere Ergebnisse.

- Portierbarkeit

Die hier beschriebene Rechnung wurde auf dem DEC Server *mserver1* durchgeführt. Zur Überprüfung der Portierbarkeit der Code-Version 1.1L wurde die Rechnung auf zwei anderen Workstations sowie auf einem PC (Laptop) wiederholt. Die Ergebnisse der vier Rechnungen waren nahezu identisch. Die Tabelle 4.7-2 fasst einige zusätzlichen Merkmale der Rechnungen zusammen.

4.7.4 Zusammenfassende Diskussion

Der PBF Versuch SFD 1-4 wurde mit der aktuellen ATHLET-CD Version mod 1.1 Cycle L nachgerechnet. Bei diesem Versuch mit nuklear beheizten Brennstäben wurde ein Kernschmelzunfall untersucht, der in Folge eines Kühlmittelverlustes bei hohem Systemdruck eintritt. Diese Validierungsrechnung dient der Qualitätssicherung der neuen Code-Version sowie der Überprüfung des erreichten Entwicklungsstandes.

Im Vergleich zu früheren Nachrechnungen dieses Versuchs wurden bei der vorliegenden Analyse die folgenden wesentlichen Modellerweiterungen berücksichtigt:

– Anwendung des 6-Gl.-Modells im thermohydraulischen Modul ATHLET,

- Anwendung des überarbeiteten Verlagerungsmodells, u. a. mit Berücksichtigung der Oxidation von Schmelze und Kruste, Bildung von Blockaden und Wiederaufschmelzen von Krusten,

- Berechnung der Freisetzung von Absorbermaterialen als Funktion des Partialdruckes der Absorberdämpfe,

- Angabe von unterschiedlichen Leistungsprofilen in Abhängigkeit der Problemzeit, ohne dass Programm-Restarts notwendig werden.

Die Rechenergebnisse zeigen bezüglich der Temperaturentwicklung unter den getroffenen Annahmen eine gute bis sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Das Oxidationsverhalten und die H_2-Erzeugung konnte im Vergleich zum Experiment befriedigend dargestellt werden.

Im Vergleich zu früheren Nachrechnungen wird nun eine größere Schmelzmasse am Ende des Versuchs berechnet und damit die Abweichung vom Experiment verringert. Die Materialverlagerung im Bündel konnte einigermaßen zufrieden stellend wiedergegeben werden. Weiterhin werden die Abstandhalter in ATHLET-CD nur durch ihr thermohydraulisches Verhalten mit einem erhöhten hydraulischen Widerstand simuliert, nicht aber deren Abschmelzen. Das Abschmelzen der Bündelumfassung konnte ebenfalls nicht simuliert werden, was bei diesem Experiment aber keinen großen Einfluss ausübte.

Die Ablagerung von Spaltprodukten wurde in dieser Untersuchung nicht modelliert. Die Nachrechnungsergebnisse hinsichtlich der Freisetzung von Spaltprodukten konnten auf Grund der wenigen Messwerte nur qualitativ überprüft werden. Die mit einer gewissen Unsicherheit behafteten Messwerte und die Rechenergebnisse liegen aber nicht weit auseinander.

Die Berücksichtigung der Partialdrücke der Absorberdämpfe führt unter hohem Systemdruck zu realistischeren Freisetzungsraten von Absorbermaterialen als mit den früher verwendeten CORSOR-Raten.

Es wird empfohlen, den Grenzwert der relativen Hüllrohroxidation zur Berechnung der erhöhten Freisetzungsraten von Te und Sb mit den ORNL-Raten per Eingabe zu steuern.

Die Rechenergebnisse sind weitgehend unabhängig von der Rechenplattform, wie eine

Portierbarkeitsstudie gezeigt hat.

4.8 Nachrechnung des Versuchs NRU FLHT-5

Das Experiment NRU FLHT-5 wurde im Mai 1987 durchgeführt und war der vierte Test in dieser Serie. Das Experiment FLHT-5 unterscheidet sich von den vorher durchgeführten Tests im Wesentlichen durch eine höhere Bündelleistung (30 kW statt 23 kW). Das Versuchsziel war, das Verhalten eines Brennstabbündels realer Länge (3,63 m) während eines Kernschmelzunfalls zu untersuchen. Insbesondere wurden der Temperaturverlauf und die damit verbundene H_2-Erzeugung, das Abschmelzen und Wiedererstarren der Materialien sowie die Freisetzung von Spaltprodukten und deren Transport experimentell bestimmt. Dabei wurden zehn frische und ein abgebrannter Brennstab eingesetzt, jedoch keine Absorberstäbe.

Die Anordnung enthielt einen weiteren Stab mit einem Kern aus Edelstahl und einer Umhüllung aus Zirkaloy (Zircaloy-Clad Steel Rod, Abb. 2.5-2, ROD3B).

Da die Wärmeverluste des Brennstabbündels an die Bündelumfassung große Unsicherheiten aufweisen, wurde dieser Versuch in der ATHLET-CD Validierungsmatrix (Tab. 2.8-1) der Klasse 2 zugeordnet.

Das Experiment NRU-FLHT-5 wurde mit der Programmversion ATHLET-CD mod 2.0A nachgerechnet /ERD 05a/.

4.8.1 Nodalisierungsmodell der NRU-FLHT Teststrecke

Abb. 4.8-1 zeigt die Nodalisierung der Teststrecke für die Analysen mit ATHLET-CD.

Der Strömungspfad wird von einem Einlass (INLET), dem Strömungskanal (BUNDLE), in dem sich das Testbündel mit den Brennstäben sowie dem Stab ROD3B befindet, und dem Auslass über den Separator nachgebildet.

Das Brennstabbündel wird im Nodalisierungsmodell mit den zwei repräsentativen Stäben „ROD1“ und „ROD2“ simuliert. Von den vier in der Mitte der Anordnung vorhandenen Stäbe – zwei frische, ein abgebrannter und der Metallstab (Abb. 2.5-2) - werden die drei Brennstäbe zu einem repräsentativen Stab „ROD1“ in einem inneren Ring und die sie umgebenden acht Brennstäbe zu einem Stab „ROD2“ in einem äußeren Ring zusammengefasst. Der Stahlstab mit dem Zr-Hüllrohr wurde erst als HECU-Struktur

„ROD3B“ im Strömungskanal modelliert, bei nachfolgenden Rechnungen als Steuerstab (siehe Kap. 4.8.5).

Im Eingabedatensatz werden die acht Abstandhalter fluiddynamisch berücksichtigt, indem der hydraulische Durchmesser in den entsprechenden Höhen verkleinert wurde. Dadurch werden der konvektive Wärmeübergang und der Strömungsdruckverlust erhöht. Außerdem werden die Abstandhalter auch als Strukturen im Strömungskanal modelliert, wobei für die vier mittleren aus Zirkaloy das Oxidationsmodell (Zr-/Dampf-Reaktion) angesetzt wird.

Die Wärmeisolierung des Strömungskanals wird von einer Struktur aus drei verschiedenen Materialien, die wiederum in mehrere radiale Schichten unterteilt sind, nachgebildet. Dabei wird der oktogonale innere Liner aus Zirkaloy zylindrisch mit fünf Schichten, die poröse ZrO_2–Isolierung niedriger Dichte (~30 % der theoretischen Dichte) und hoher Festigkeit mit neun Schichten modelliert. Für die umhüllenden Füllkörper (Zr-saddle) wurden zwei Schichten vorgegeben. Zwischen den Materialien befinden sich fertigungsbedingt gasgefüllte Spalte (0,254 mm), die mit einem geeigneten Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt werden. Die zylindersymmetrische Modellierung des Shrouds stellt gegenüber der tatsächlichen Konstruktion mit ihrer oktogonalen Form auf der Innenseite eine grobe Vereinfachung dar, was bei der Auswertung der Ergebnisse für die Temperaturverhältnisse berücksichtigt werden muss.

An den vier Eckpositionen der Testeinheit sind sog. ’carrier’ (Halte- / Schutzbleche) aus Zirkaloy angebracht, mit denen die aus dem Bündel herausführenden Leitungen der Thermoelemente abgeschirmt werden. Diese sind zu einer Struktur (CARR4) zusammengefasst.

Die axiale Aufteilung der Teststrecke wurde so gewählt, dass im aktiven Bereich der Brennstäbe (0,0 – 3,63 m) konstante Zonenhöhen von ~10 cm erreicht werden. Daraus ergibt sich in diesem Bereich eine Anzahl von 40 Zonen. Diese Einteilung wurde für alle Komponenten der Teststrecke einschließlich der Bündelumfassung gleich gewählt.

Neben dem Hauptströmungskanal (BUNDLE) mit dem Brennstabbündel wurde ein sog. BYPASS mit geringem Querschnitt (10 % des Gesamtquerschnitts) eingeführt, der in jeder axialen Höhe über eine Querverbindung (CROSSCON) mit dem Hauptkanal in Verbindung steht. Bei einer Blockadebildung im Bündel wird auf diese Weise erreicht, dass noch eine geringe Strömung aufrechterhalten bleibt und so ein übermäßiger Druckaufbau im System verhindert wird.

4.8.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuchsablauf ist ausführlich in /LAN 88/ beschrieben. Er lässt sich in 3 Phasen unterteilen: 1.) Vorbereitungsphase, 2.) Aufheiz-, Ausdampf- und Abschmelzphase, 3.) Abkühlphase.

Während der Vorbereitungsphase wird das Bündel vorbestrahlt, um in den frischen Brennstoffpellets eine typische Rissbildung herbeizuführen und im Brennstoff radioaktive Isotope zu erzeugen. Ferner dient diese Phase auch dazu, alle Komponenten zu überprüfen und einen stationären Zustand im System einzustellen.

Der Versuchsablauf mit den wesentlichen Ereignissen ist in Tab. 4.8-1 aufgelistet. Die Ausdampf- und Aufheizphase wird mit einer Reduktion des Kühlmassenstroms von 11,3 g/s auf 1,26 g eingeleitet (507 s, Abb. 4.8-2). Dadurch sinkt der Wasserspiegel sehr rasch. Etwa 5 min später wird die Erzeugung von Wasserstoff festgestellt, etwa 8 min später der Beginn der Temperatureskalation in einer Höhe von 2,44 m. Kurz darauf erfolgen das Versagen der ersten Brennstäbe und das Durchschmelzen des Liners. Der Wasserspiegel fällt in den folgenden ca. 100 s bis auf ca. 0,76 m ab. Die Oxidationsfront schreitet zunächst nach unten bis auf eine Höhe von ~1,22 m fort. Danach erfolgt die Oxidation in den oberen Bereichen bis hin zu den oberen Stopfen der Brennstäbe. Vom Auftreten der ersten H_2-Signale bis zur Beendigung der Wasserstofferzeugung vergehen ~48 min. Nach der Beendigung der Oxidation wird die Leistung noch ca. 15 min aufrechterhalten.

Als Randbedingungen sind für eine Analyse die folgenden physikalischen Größen erforderlich (Abb. 4.8-2):

- die in das Bündel eingebrachte Leistung,
- der in die Teststrecke eingebrachte Kühlmittelstrom,
- der Druck in der Teststrecke,
- die Eintrittstemperatur des Kühlmittels.

Die Leistungszufuhr beträgt 30 kW. Während des Versuchs ändern sich mit dem abnehmenden Wasserinventar der Neutronenfluss und damit die Leistung im Testbündel. Daher wird bei der Rechnung eine Leistungserhöhung im Bündel von 15 % auf 34,5 kW ab etwa dem Zeitpunkt des niedrigsten Wasserspiegels berücksichtigt.

Der Eingangsmassenstrom des Kühlmittels (INLIQ in Abb. 4.8-2) teilt sich entsprechend der Modellierung in die beiden Teilströme BUNDLE und BYPASS auf. Zusätzlich

ist in das Diagramm noch der insgesamt austretende Massenstrom EXFLOW eingetragen.

Der Druck im Austrittsvolumen der Teststrecke (cv43) beträgt 13,8 MPa. Der Druck im Eintrittsvolumen ist in Abb. 4.8-2 ebenfalls dargestellt (cv01).

Die Eintrittstemperatur beträgt im Versuch 360 K (87 °C). Am Bündelaustritt (cv43) wird eine Temperaturerhöhung bis auf nahezu 1300 K errechnet.

An der Außenseite wird die Teststrecke auf einer Temperatur von ca. 368 K (95 °C) gehalten (Bypass Water Coolant, Abb. 2.5-1).

Für die Berechnung der Oxidation des Zirkons stehen in ATHLET-CD verschiedene Modelle (parabolische Ratenansätze) zur Verfügung. Bei dieser Nachrechnung wurden die Beziehungen von Leistikow (<1573 K) und Prater/Courtright (>1573 K) verwendet.

Bei der Nachrechnung mit ATHLET-CD wurde festgelegt, dass diese Oxidationsreaktion auf der Außenseite der Hüllrohre und des mit Zirkon umhüllten Stabs aus Edelstahl, auf der Innenseite des Liners sowie auf der Außenseite der aus Zr gefertigten Abstandhalter und der Schutzbleche (Carrier) erfolgen kann. Da der Liner als Struktur mit dem HECU-Modul nachgebildet werden muss, kann modellbedingt ein Abschmelzen auch bei Erreichen entsprechend hoher Temperaturen nicht berechnet werden. Der Vergleich der gerechneten mit den experimentellen Temperaturverläufen ist daher nur solange sinnvoll, wie die Schmelztemperatur des Zr noch nicht erreicht ist. Beim Experiment wurde der Liner vollkommen zerstört, Schmelze drang in den Bereich der Isolierung ein, wodurch auch die Temperatur der Füllkörper (saddles) beeinflusst wurde. Daher kann ein Vergleich der Temperaturen an der Außenseite der Füllkörper nur qualitativ erfolgen. Ferner wird durch dieses Abschmelzverhalten auch die nach Ende des Experiments festgestellte Materialumlagerung beeinflusst, was bei einem Vergleich ebenfalls zu berücksichtigen ist.

Mit der Bildung flüssigen Zirkons erfolgt die Auflösung des Brennstoffs. Die Masse des aufgelösten Brennstoffs wird mit einem Diffusionsmodell mit parabolischem Ansatz berechnet. Die Brennstoffauflösung endet, wenn in der Schmelze die Zirkonkonzentration den vorgegebenen Wert von 0,2 unterschreitet oder das Versagen des Hüllrohrs erfolgt und das Abfließen der metallischen Schmelze beginnt.

Die Berechnung der Thermohydraulik erfolgt mit dem 6-Gleichungssystem. Dieses Gleichungssystem basiert auf den Bilanzgleichungen für Masse, Energie und Impuls getrennt für die Phasen Dampf und Flüssigkeit.

Der nicht-kondensierende Wasserstoff, der sich bei der Zirkon/Dampf-Oxidation bildet, wird mit dem vorhandenen Gasmodell berücksichtigt.

Die Materialdaten des Liners werden entsprechend denen der Hüllrohre vorgegeben. Die Daten der ZrO_2-Isolierung des Shrouds wurden den Angaben in /LAN 88/ entnommen.

4.8.3 Ergebnisse der Nachrechnung

Die Rechnungen wurden bis zu einer Problemzeit von 5000 s durchgeführt. In den Vergleichsdiagrammen sind die experimentellen Ergebnisse mit den Bezeichnungen aus /LAN 88/ und dem Zusatz „exp“ gekennzeichnet. Die errechneten Daten sind entsprechend der Bezeichnungen im Ausdruck von ATHLET-CD gekennzeichnet. Die Zahlenangaben in den Klammern geben die Zonennummern des jeweiligen Objekts (TC, TFLUID, CARR) an, beim Shroud (SHR) bedeuten die Zahlenangaben „Zonen-Nr. / radiale Schicht-Nr.“.

In /LAN 88/ sind die Messwertaufnehmer Messebenen (’levels’) zugeordnet, deren Höhenposition in ’inches’ angegeben wird. Diese Angaben sind teilweise in die nachfolgend beschriebenen Diagramme mit eingetragen.

Die für die Nachrechnung erforderliche CPU-Zeit beträgt auf einem Linux-Cluster (Prozessor 2,7 GHz) ca. 4 h, wobei auf die Vorlaufrechnung zur Stabilisierung der Simulation ca. 45 min entfallen.

- Thermisches Verhalten des Testbündels

Mit Beginn der Temperatureskalation sind die Messwerte der Thermoelemente mit größeren Unsicherheiten behaftet /LAN 88/. Die Leitungen der Thermoelemente zur Messung der Temperaturen der Hüllrohre und der Schutzbleche an den Eckpositionen wurden nach unten aus dem Testbereich herausgeführt. Mit dem Abschmelzen der Brennstäbe und der Umlagerung von geschmolzenem Material schmelzen oder verlagern sich auch die Thermoelemente, so dass die angezeigten Messwerte den Tempe-

raturen im unteren, heißeren Bereich des Bündels zuzuordnen sind und damit für diesen Bereich nicht mehr verwertet werden können.

Die Leitungen der Thermoelemente zur Messung der Shroudtemperaturen (Liner) werden direkt nach oben abgeleitet. Nach dem Durchschmelzen des Liners dringen Schmelze und heiße Gase in das Isoliermaterial ein und beeinflussen dort die oberen Thermoelemente zur Messung der Linertemperatur. In /LAN 88/ wird angegeben, dass Temperaturdaten oberhalb von ~1,22 m (level 48) der Hüllrohre bzw. des Liners nur bis zum Beginn der Temperatureskalation verwertbar sind (~1000 bis 1200 s). Für einen Vergleich mit errechneten Werten sind diese daher nur in begrenztem Umfang brauchbar.

In den Diagrammen der Abb. 4.8-3 sind zum Vergleich zwischen experimentellen und analytischen Ergebnissen exemplarisch einige Temperaturverläufe von Hüllrohren, von den Schutzblechen (CARR4) und des Kühlmittels (TFLUID) in verschiedenen Höhen dargestellt. Die Übereinstimmung zwischen den gerechneten und den experimentellen Daten ist bis zum Beginn der Temperatureskalation ab ~1000 s insgesamt sehr gut. Im unteren Bereich bis ~1,22 m weist die Rechnung gegenüber dem Experiment eine wesentlich heftigere Temperatureskalation aus. Im mittleren Bereich (1,63 m und 2,20 m) zeigen sowohl die Rechnung als auch die Messung einen steilen Temperaturanstieg infolge der einsetzenden Oxidationsreaktion mit H_2-Erzeugung.

Im Bereich oberhalb von 3,04 m erfolgt in der Rechnung erst etwas später ab ~1500 s eine leichte Temperatureskalation. Der Grund dafür ist, dass im Zeitbereich zwischen etwa 1000 bis 1500 s das eingespeiste Kühlmittel im unteren Bereich verdampft und dort nahezu vollständig für die Oxidationsreaktion verbraucht wird.

Bis zum Beginn der Temperatureskalation stimmen auch die gerechneten und gemessenen Temperaturverläufe der Schutzbleche (Carr.) überein. Danach steigen bei der Rechnung die Temperaturen der Schutzbleche bis auf die der Hüllrohre an. Die Messdaten zeigen ab dieser Zeit fehlerhaft konstante Werte an.

Die Kühlmitteltemperatur (TFLUID) wird von der Hüllrohrtemperatur bestimmt. Insbesondere stimmen im reinen Dampfbereich die Temperaturverläufe von Hüllrohr, Kühlmittel und Schutzbleche überein.

Abb. 4.8-4 zeigt Temperaturverläufe im Liner bzw. der Füllkörper (Saddle) in verschiedenen Ebenen. Zusätzlich wurden in diesen Diagrammen die entsprechenden Kühlmitteltemperaturen eingetragen.

Die gemessenen und gerechneten Temperaturverläufe des Liners zeigen ebenso wie die der Hüllrohre bis zum Beginn der Temperatureskalation und des Liner-Durchschmelzens im Experiment eine sehr gute Übereinstimmung. Bei der Rechnung liegen die Temperaturen des Liners und des Kühlmittels sehr nahe beieinander. Dies ist auf den Strahlungsaustausch zwischen den Hüllrohren und dem Liner zurückzuführen.

Eine deutliche Temperaturerhöhung im Testbündel bewirkt über den Liner und die Isolierung eine Temperaturerhöhung der Füllkörper (Saddle), die auch von der Rechnung nachvollzogen werden kann. Im Experiment dringen nach dem Versagen des Liners heiße Gase in den Bereich der Isolierung der Bündelumfassung ein, wodurch die Temperatur der Füllkörper (Saddle) beeinflusst wird. Wie oben erwähnt, kann mit dem HECU-Modell in ATHLET-CD, das für die Shroud-Nachbildung eingesetzt wird, das Durchschmelzen einer Struktur nicht simuliert werden. Dieser Einfluss, der dadurch beim Experiment die Temperaturerhöhung der Füllkörper bewirkt, kann daher von der Rechnung nicht nachvollzogen werden.

Beim Experiment wurde festgestellt, dass sich die Oxidationsfront zunächst beginnend bei etwa 2,44 m rasch nach unten und dann in die oberen Bereiche hinein ausbreitete. Auch von der Rechnung wird dieses Verhalten der Oxidationsfront sehr gut wiedergegeben, wobei allerdings der Temperaturanstieg um ca. 40 s (2,44 m) bzw. um ca. 100 s (1,02 m) vor dem gemessenen beginnt.

Bei den Messdaten der Temperaturverläufe der Füllkörper (Saddle) zeigt sich nach einem ersten kurzen Temperaturpeak zwischen ~1100 und 1400 s im oberen Bereich eine zweiter ausgeprägter Peak, wobei die Temperaturmaxima im Höhenbereich von bei ~2,44 m (bei ~1700 s) bis ~3,45 m (bei ~2900 s) auftreten.

Bei der Rechnung treten im oberen Bereich des Bündels nur leichtere Temperaturanstiege zwischen ~1000 und ~2000 s auf. Weitere Temperaturerhöhungen zu späteren Zeitpunkten, wie z. B. im Experiment infolge einer starken Oxidationsreaktion, treten in der Rechnung nicht auf. Der Grund hierfür liegt darin, dass in der Rechnung die Oxidation bei etwa 2000 s deutlich abnimmt und in dieser Höhe kein metallisches Zr mehr vorhanden ist.

- Oxidations- und Abschmelzverhalten

Abb. 4.8-5 zeigt die Oxidschichtdicken der Hüllrohre der repräsentativen Brennstäbe der beiden Ringe ROD1 und ROD2 zu verschiedenen Zeiten während der Transiente. Die ausgewählten Zeiten sind der Beginn (0 s) und das Ende der Transiente (5000 s), der Beginn der Temperatureskalation (1000 s) und ungefähr der Zeitpunkt, bei dem der Wasserspiegel auf den Endstand von ~0,6 m abgefallen ist (1210 s). Eine vollständige Oxidation des Hüllrohrs würde zu einer Oxidschichtdicke von ca. 900 µm führen.

Die Rechnung weist am Ende der Rechnung für den äußeren Ring im unteren Drittel des Brennstabs ROD2 bei ca. 1,15 m eine maximale Oxidschichtdicke von ~900 µm aus. Etwas unterhalb der oberen Stopfen wird für beide repräsentative Brennstäbe ROD1 und ROD2 eine maximale Schichtdicke von ca. 300 bzw. 550 µm errechnet. Im inneren Ring ist zwischen 1,50 m und 2,50 m keine Oxidschicht mehr vorhanden. Im äußeren Ring (ROD2) wird zum Ende der Rechnung im Bereich zwischen 1,20 m und 3,50 m noch eine Oxidschichtdicke von ~200 µm ausgewiesen.

Im inneren Ring ROD1 ist im mittleren Bündelbereich (1,50 m – 2,50 m) der Brennstab vollständig abgeschmolzen (Abb. 4.8-6). Im äußeren Ring ROD2 wurde nur ein geringer Teil des Materials nach unten umgelagert.

Die Umlagerung von Material aus höheren in tiefere Regionen hat zur Folge, dass der freie Strömungsquerschnitt vergrößert bzw. verkleinert wird. In Abb. 4.8-7 ist dazu die von ATHLET-CD errechnete Porosität, d. i. das Verhältnis von Fluid- zu Gesamtvolumen einer Zone, dargestellt. Zu Anfang beträgt dieses Verhältnis ca. 61 %. Bereits vor Schmelzbeginn ab 1000 s zeigt sich eine Verringerung des Fluidvolumens, z. B. in der Ebene bei 2405 mm. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich eine Oxidschicht auf den Hüllrohren bildet und sich außerdem das Hüllrohr aufbläht. Nach Schmelzebeginn wird das Fluidvolumen infolge der Umlagerung von Material aus höher gelegenen Bereichen noch weiter verringert, und die Porosität sinkt auf ca. 28 % ab. Zu späteren Zeiten hin wird das bisher in dieser Zone abgelagerte Material zusammen mit dem in dieser Zone ursprünglich vorhandenen Material weiter nach unten hin verlagert, so dass in dieser Zone das freie Fluidvolumen deutlich vergrößert wird. Die Porosität beträgt am Ende ca. 77 %. Das Diagramm zeigt, dass Material aus oberen Regionen von ca. 3,50 m bis 1,40 m in tiefere zwischen ca. 1,30 m bis 0,80 m umgelagert wurde. In ATHLET-CD wird mit einem speziellen Modell der Einfluss der Porosität auf die Strömung simuliert. Bei einer Porosität >0,3 wird die Strömung nicht beeinflusst, bei einer Porosität <0,1 wird das Einfließen von Schmelze verhindert, es tritt eine Blockade auf. Das Diagramm zeigt an, dass unterhalb von ~1 m eine solche Blockade aufgetreten ist.

Nach dem Experiment wurde das Testbündel (Brennstäbe mit der Bündelumfassung) visuell untersucht /LAN 88/. Das wesentliche Ergebnis dieser Inspektion war, dass das Bündel im Bereich von 1,14 m bis 2,74 m durch Schmelzen bzw. Verflüssigung und oberhalb von 2,74 m im Wesentlichen infolge von Oxidation stark zerstört wurde. Unterhalb von 1,00 m war eine leichte Zerstörung zu erkennen. Bei dieser Überprüfung stellte sich heraus, dass während des Experiments im Bereich von 1,78 m bis 1,65 m eine vollständige Strömungsblockade vorhanden war, was aber die Messungen während des Tests nicht angezeigt hatten. In diesem Bereich befindet sich ein Abstandhalter (1,68 m), der im Experiment als Barriere für abschmelzendes Material gedient haben könnte. In ATHLET-CD stellen Abstandhalter keine Hindernisse für geschmolzene Materialien dar.

Ab einer Temperatur von 2030 K (Schmelztemperatur von metallischem Zr) bilden sich metallische und bei höheren Temperaturen (2600 K, Schmelzen der UO_2-Pellets) keramische Schmelzen, die infolge von Umlagerung in kältere Bereiche wiedererstarren. Die Ergebnisse der Rechnung sind in Abb. 4.8-8 dargestellt. Die Temperatureskalation führt ab ca. 1200 s zu einer rapiden Erhöhung der metallischen Schmelzmasse, von der ein gewisser Anteil auch schnell wieder erstarrt. Die Bildung von keramischem Material erfolgt deutlich später, d. h. ab ca. 1500 s. Nach ca. 2300 s ist ein quasistationärer Zustand erreicht. Die Schmelzmassen und die erstarrten Massen bleiben bis zum Ende der Rechnung (Abschalten des Versuchs) auf einem nahezu konstanten Wert.

- H_2-Erzeugung

Beim Experiment wurden drei Messverfahren verwendet, mit denen unterschiedliche H_2-Massen von 340 g, 250 g und 220 g bestimmt wurden /LAN 88/. Nach der endgültigen Auswertung der Daten wird in /LAN 88/ für die insgesamt erzeugte H_2-Masse ein 'best estimate' Wert von 300 ± 30 g angegeben. Das entspricht etwa einer Oxidation von 75 % der insgesamt vorhandenen Zr-Masse von 8972 g.

Abb. 4.8-9 zeigt im oberen Diagramm sowohl die mit ATHLET-CD ermittelte H_2-Erzeugungsrate (H2 calc, oben) als auch die insgesamt erzeugte H_2-Masse (H2 tot calc, unten).

In das Diagramm ist zusätzlich zur H_2-Rate noch der Dampfmassenstrom am Austritt des Bündels – zur Verbesserung der Darstellung entsprechend dem Molenanteil verringert (Steam/9) - eingetragen. Es zeigt sich, dass mit Beginn der Temperatureskalati-

on ab 1000 s bis ca. 1600 s der Dampf bei der Oxidation vollständig verbraucht wird. Auch später reagiert der Dampf noch zeitweise vollständig mit dem Zr. Die H_2-Erzeugung erfolgt bei der Rechnung im Wesentlichen in der Zeit zwischen ca. 800 s und 2000 s. Dies wird durch den Vergleich der ein- und ausströmenden Massenströme (INLIQ, EXITFLOW) in Abb. 4.8-10 bestätigt. Über einen längeren Zeitraum von ~1000 s bis 1700 s wird nahezu das gesamte Kühlmittel durch die Oxidationsreaktion verbraucht. Zusätzlich ist in Abb. 4.8-10 in das Diagramm noch der in der Dampfleitung nach der Teststrecke gemessene Gesamtmassenstrom (H_2O, H_2, N_2 als Trägergas) eingetragen (exp.).

In Abb. 4.8-11 werden der errechnete und der gemessene H_2-Partialdruck verglichen. Die experimentelle Kurve ist infolge der Signalverzögerung gegenüber der errechneten Kurve zeitlich etwas verschoben. In dieser Darstellung wird der unterschiedliche Ablauf der Oxidation zwischen dem Experiment und der Rechnung deutlich. Bei der Rechnung erfolgt die Reaktion im Zeitbereich von ca. 800 bis 2100 s recht heftig, im Experiment weniger heftig, dafür über einen wesentlich längeren Zeitraum, wobei nach /LAN 88/ die H_2-Erzeugung ab ~3600 s endete.

Abb. 4.8-9 zeigt im unteren Diagramm außer der in der Rechnung insgesamt erzeugten H_2-Masse (H2 tot calc) auch die allein durch die Hüllrohroxidation erzeugte H_2-Masse. Die Differenz wird bei der Oxidation der Strukturen (Liner, Abstandhalter, Edelstahlrohr mit Zr-Hülle, Schutzbleche) erzeugt. Die Rechnung weist mit einer H_2-Masse von 147 g gegenüber dem Experiment einen deutlich niedrigeren Wert aus. Hierbei ist u. a. zu berücksichtigen, dass bei der Rechnung der Liner nur von einer Seite her oxidieren kann, während beim Experiment durch das Eindringen von heißen Gasen der Liner auch auf der Seite der Isolierung oxidierte. Eine Variationsrechnung mit einem geänderten Oxidationsmodell, bei dem im Bereich bis 1773 K die Beziehung von Cathcart verwendet wurde, führte zu einer geringfügig niedrigeren H_2-Masse. In einer weiteren Variationsrechnung wurde statt des 6-Gleichungssystems das 5-Gleichungssystem verwendet. Außerdem wurde für die Oxidation der Kruste das Modell von Hobson gewählt und die Viskosität der Schmelze gegenüber der Referenzrechnung verringert (Faktor 10). Die erzeugte H_2-Masse konnte damit zwar auf ~160 g erhöht werden, ansonsten führten auch diese Maßnahmen im Ergebnis zu keinen bedeutenden Änderungen.

Die visuelle Inspektion der Teststrecke ergab, dass während des Experiments chemische Reaktionen zwischen dem Material der Abstandhalter und der Hüllrohre, zwischen dem des Liners und des Brennstoffs, sowie zwischen dem Material des Liners

und dem der Isolierung stattgefunden hatten /LAN 88/. Solche Reaktionen können mit ATHLET-CD nicht simuliert werden.

- Wasserspiegel und Energiebilanz

Abb. 4.8-12 enthält den Verlauf des gerechneten und gemessenen kollabierten Wasserspiegels. Bei der Rechnung ist der Wasserspiegel anfangs gegenüber dem experimentellen ca. 0,10 m niedriger. Nach der Reduzierung des eingeleiteten Kühlmittels sinken der errechnete und der gemessene Spiegel zunächst in etwa gleich ab, danach weichen die Verläufe voneinander ab. Bei der Rechnung erreicht der kollabierte Wasserspiegel nach ca. 1200 s einen Wert von ~0,60 m, beim Experiment nach /LAN 88/ eine konstante Höhe von ~0,76 m. Der Anstieg der Messdaten wird auf die Erhöhung der Druckdifferenz im Bündel zurückgeführt, die durch die Behinderung der Abströmung infolge fortschreitender Zerstörungsprozesse hervorgerufen wurde.

Die Leistungsbilanz für das Testbündel zeigt (Abb. 4.8-13), dass der weitaus größte Teil der zugeführten Leistung (input) radial durch Strahlung an den Liner übertragen wird (to structures). Ein geringerer Betrag wird an das Kühlmittel abgegeben (to fluid). Bei der Oxidationsreaktion werden hohe Spitzenwerte bis zum etwa 7-fachen der eingebrachten Leistung bei ~1200 s erreicht. Die Phase starker Oxidation endet nach ~2000 s.

4.8.4 Vergleich der Ergebnisse bei unterschiedlicher Modellierung des Einzelstabs ROD3B

Der nachfolgende Vergleich der Ergebnisse mit unterschiedlichen Modellierungen des Einzelstabs ist in /ERD 05b/ ausführlich dargestellt.

Bei der oben beschriebenen ersten Nachrechnung des Experiments NRU FLHT-5 wurde der Edelstahlstab mit einer Ummantelung aus Zirkaloy als eine HECU-Struktur innerhalb des Strömungskanals simuliert. Damit kann zwar die Oxidation der Zirkaloy-Ummantelung bis zum Erreichen der Schmelztemperatur des Zr analytisch erfasst werden, nicht aber das Abschmelzen der Zr-Ummantelung des Stabs oder des Stabkerns sowie der Strahlungswärmeaustausch zwischen dem Brennstabbündel und diesem Einzelstab.

Betrachtet man den Einzelstab ROD3B als Steuerstab, dann kann der ECORE-Modul in ATHLET-CD zur Simulation herangezogen werden. Der Edelstahlkern muss hierbei

als Absorbermaterial mit Hüllrohr und die Zr-Ummantelung als Führungsrohr modelliert werden. Bei einer solchen Modellierung wird der Strahlungswärmeaustausch zwischen dem Brennstabbündel und dem Einzelstab berücksichtigt. In den Eingabedaten für den ECORE-Modul kann für den Steuerstab vorgegeben werden, ob außer der Oxidation auch das Abschmelzen von Material berücksichtigt werden soll.

Mit dem ECORE-Modul wurde zuerst eine Rechnung ohne Abschmelzen des Einzelstabs durchgeführt, die im Vergleich zur ersten Rechnung nur den Einfluss des Strahlungswärmeaustauschs zwischen Einzelstab und Brennstabbündel zeigen sollte, und dann eine realistische Rechnung mit Abschmelzen des Einzelstabs. Beim Experiment war es nämlich zum Abschmelzen des Einzelstabs gekommen.

Die Ergebnisse der Rechnungen sind in den Legenden der diskutierten Bilder (Abb. 4.8-14 bis Abb. 4.8-23) mit Rg. 1, Rg. 2 und Rg. 3 bezeichnet:

- Rg. 1: die erste Rechnung, bei der der Einzelstab ROD3B als HECU-Struktur modelliert ist,
- Rg. 2: die zweite Rechnung, bei der ROD3B mit dem Modul ECORE als Steuerstab ohne Verwendung des Abschmelzmodells modelliert ist,
- Rg. 3: die dritte Rechnung, bei der ROD3B mit dem Modul ECORE als Steuerstab mit Verwendung des Abschmelzmodells modelliert ist.

Bei den Temperaturverläufen des Steuerstabs ROD3B wurde noch die Unterscheidung getroffen: ST= Temperatur des Edelstahls, Zr= Temperatur der Zr-Ummantelung.

– Temperaturverläufe

Abb. 4.8-14 zeigt in der oberen Hälfte Temperaturverläufe der Brennstabhüllrohre in einer Höhe von 1,41 m. Bei allen drei Rechnungen beginnt der Temperaturanstieg nach ~635 s. Bei der ersten Rechnung Rg. 1 ist dieser Anstieg gegenüber den anderen Rechnungen zunächst etwas steiler, da zwischen den Brennstäben und dem Metallstab der Strahlungswärmeaustausch nicht gerechnet wird. Ab etwa 1070 s bzw. 1100 s verlaufen die Temperaturen der Rechnungen Rg. 1 bzw. Rg. 2 ungefähr parallel bis zum Beginn des Temperaturabfalls ab ca. 1700 s und erreichen Spitzenwerte von über 2500 K. Danach sind die Temperaturen der Hüllrohre bei beiden Rechnungen in etwa gleich groß. Der Temperaturverlauf der Rechnung Rg. 3 ist nach 1070 s weniger steil als in der Rechnung Rg. 2 und erreicht nach ca. 1870 s einen Spitzenwert von ~2430 K. Der Temperaturabfall verläuft bei dieser Rechnung langsamer. Die Tempera-

tur liegt bis ca. 3500 s deutlich oberhalb der Temperaturen der beiden anderen Rechnungen.

Im Vergleich zu den experimentellen Werten (Clad exp.) stimmen bis zum Beginn der Temperatureskalation bei 1000 bis 1200 s die gerechneten Temperaturverläufe der Hüllrohre sehr gut mit den Messungen überein. Danach waren die Thermoelemente geschmolzen bzw. umgelagert worden. Die Messwerte sind daher nur bedingt verwertbar und können nicht mehr genau einer bestimmten Höhe zugeordnet werden. Dadurch erklärt sich die große Differenz zwischen den berechneten und den experimentellen Temperaturverläufen.

In der unteren Hälfte der Abb. 4.8-14 sind die Temperaturverläufe des Einzelstabs ROD3B gesondert dargestellt. Die Temperaturverläufe der Hüllrohre zeigen bei der Rechnung mit dem HECU-Modell (Rg. 1) und dem Modell des Stabs ROD3B als Steuerstab ohne Abschmelzen (Rg. 2, Zr) qualitativ ähnliche Ergebnisse. Die Rechnung (Rg. 3), bei der ROD3B als Steuerstab mit Abschmelzen modelliert ist, zeigt dagegen ein deutlich anderes Verhalten. Die Zr-Temperatur weist nach ~1100 s eine sehr starke Temperatureskalation mit einer Spitze von über 2750 K auf. Auch zu sehr viel späteren Zeiten zwischen 2100 - 2450 s, bei denen in den ersten beiden Rechnungen bereits ein Temperaturabfall vorhanden ist, werden noch weitere Temperaturspitzen bis 2750 K ausgewiesen (Rg. 3, Zr). Die Schmelztemperatur des Edelstahls wurde mit 1700 K vorgegeben. Bei allen drei Rechnungen wird diese Temperatur erreicht. Während die Temperatur des Stahls bei der Rechnung ohne Abschmelzen auf dieser Temperatur gehalten wird (Rg. 2, St), kommt es bei der entsprechenden Rechnung mit dem Abschmelzmodell zur Umlagerung von Material (Rg. 3, St). Dieses wird in ATHLET-CD durch den Abfall der Temperatur auf 273 K bzw. 0 °C angezeigt.

Bei dem als HECU-Struktur modellierten Stab (Rg. 1) stimmt der Verlauf der Temperatur mit der des Zr-Führungsrohrs der zweiten Rechnung (Rg. 2, Zr) überein.

Die Diagramme in Abb. 4.8-15 und Abb. 4.8-16 zeigen entsprechend Abb. 4.8-14 die Verhältnisse in den Ebenen bei 2,44 m und 3,04 m. Beim Vergleich der Rechnungen mit den unterschiedlichen Modellierungen sind dabei qualitativ ähnliche Ergebnisse festzustellen. Die Hüllrohrtemperaturen der Rechnung Rg. 1 steigen gegenüber den Rechnungen Rg. 2 und Rg. 3 zunächst schneller an. Im Zeitbereich von ca. 1250 s (Ebene 2,20 m, Abb. 4.8-15) bis 1500 s (Ebene 3,04 m, Abb. 4.8-16) weisen die beiden Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 ungefähr die gleichen Temperaturen aus. Ähnlich wie in der untersten Ebene bei 1,41 m (Abb. 4.8-14) verläuft die Hüllrohrtemperatur bei der

Rechnung Rg. 3 in weiten Zeitbereichen bis ca. 2000 s deutlich unterhalb der Temperaturen, die von den beiden anderen Modellierungen errechnet werden. Später liegen dann die Hüllrohrtemperaturen der Rechnung Rg. 3 deutlich oberhalb derjenigen der Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2.

Der Einzelstab ROD3B zeigt in den Rechnungen auch in den höher gelegenen Ebenen ein ähnliches Verhalten wie in den Ebenen bei 1,41 m (Abb. 4.8-14, unten). Die Temperaturverläufe der Zr-Ummantelung liegen bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 sehr nahe beieinander, bzw. sind ab ca. 1250 s nahezu identisch. Ein markanter Unterschied zu den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 ist bei den Temperaturverläufen von ROD3B in Rg. 3 oberhalb von 1,41 m festzustellen. Der in der unteren Ebene (Abb. 4.8-14) ab ~1050 s auftretende steile Temperaturanstieg der Zr-Ummantelung bis zu einer Temperatur von deutlich über 2500 K und dies sogar über einen längeren Zeitraum ist in den höher gelegenen Ebenen (Abb. 4.8-15, -16) nicht zu erkennen. Die hohe Temperatur bei 1,41 m wird von heißem Material hervorgerufen, das aus oberen Bereichen (ca. 2,40 m) herabstürzt. Die im Zeitbereich zwischen 2100 s und 2450 s auf allen Ebenen zu beobachtenden Temperaturspitzen mit über 2750 K sind auf das Herabstürzen von heißem Material aus noch höheren Bereichen (ca. 3,50 m) zurückzuführen.

In Abb. 4.8-17 bis Abb. 4.8-19 sind in der oberen Hälfte die Temperaturverläufe im Liner und in der unteren Hälfte die Temperaturen der Füllkörper (Saddle) dargestellt.

Der Temperaturverlauf des Liners entspricht qualitativ dem Verlauf der Hüllrohrtemperatur, da die Kernumfassung im Wesentlichen von der Strahlungsenergie des Bündels bestimmt wird, zum Teil aber auch von der Wärmeübertragung des Kühlmittels, d. h., der Temperaturanstieg bis zum Erreichen eines maximalen Wertes erfolgt langsamer.

Die Temperaturverläufe des Liners zeigen ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit von der verwendeten Modellierung. Wie bei den Hüllrohren weichen hier die Temperaturverläufe der Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 nur zu Beginn der Transiente bis zur Temperatureskalation etwas voneinander ab, danach liegen sie eng beieinander und sind ab ca. 2500 s nahezu identisch. Die Rechnung Rg. 3 weist im Vergleich zu den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 ähnlich wie bei den Hüllrohrtemperaturen auch beim Temperaturverlauf des Liners ein anderes Verhalten. So verlaufen in der Rechnung Rg. 3 die Temperaturen der Hüllrohre und des Liners im Zeitbereich ab ca. 2200 s oberhalb der Temperaturen der beiden anderen Rechnungen. Ein wichtiger Grund hierfür liegt darin, dass das Abschmelzen des Kontrollstabs und die Umlagerung des Materials zu einer

Verringerung des Durchsatzes im Strömungskanal führen. Diese Phase des Dampfmangels bewirkt gegenüber den beiden anderen Rechnungen einen langsameren Anstieg der H_2-Erzeugung, wie Abb. 4.8-22 zeigt. Die Folge hiervon ist, dass das Material länger durchoxidieren kann, wodurch infolge der exothermen Reaktion die Temperatur längere Zeit auf höherem Niveau verläuft. Ohne diese Phase des Dampfmangels erfolgt die Oxidationsreaktion rascher und führt anfangs zu höheren Temperaturen (Abb. 4.8-14 bis -16). Dies zeigen die Temperaturverläufe der Hüllrohre und des Einzelstabs bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2, bei denen bereits ab ca. 1700 s der Temperaturabfall einsetzt. Bei der Rechnung Rg. 3 tritt ein deutlicher Temperaturabfall erst zwischen 2000 und 2500 s auf, weil bei der Rechnung Rg. 3 die Oxidation bzw. die H_2-Erzeugung gegenüber den ersten beiden Rechnungen über einen längeren Zeitraum erfolgt (siehe Abb. 4.8-22).

Wie aus Abb. 4.8-17 bis 4.8-19 (untere Hälfte) hervorgeht, weisen die Temperaturen der Füllkörper (Saddle) in allen drei Rechnungen nahezu gleiche Verläufe auf. Der Grund hierfür liegt darin, dass die Temperaturen der Füllkörper am Rand der Isolierung im Wesentlichen von der Temperatur des äußeren Kühlkreislaufs bestimmt werden.

- Oxidation und Wasserstofferzeugung

Die Aufheizung des Brennstabbündels führt ab Temperaturen >1273 K zu einer merklichen exothermen Zirkon-Dampfreaktion, bei der Wasserstoff erzeugt wird. In Abb. 4.8-20 ist die am Ende der Rechnung nach 5000 s noch vorhandene metallische Zr-Schicht für die repräsentativen Brennstäbe des inneren bzw. des äußeren Rings (ROD1, ROD2) sowie des zum inneren Ring gehörenden Einzelstabs ROD3B dargestellt. Abb. 4.8-21 zeigt die gebildeten Oxidschichten.

Die Wandstärken der Hüllrohre und die Dicke der Zr-Ummantelung des Einzelstabs ROD3B wurden im Eingabedatensatz mit 0,61 mm vorgegeben. Am Ende der Rechnungen wird oberhalb von ca. 0,75 bis 1,0 m für die Hüllrohre der Brennstäbe ROD1 und ROD2 kein metallischer Zr-Anteil mehr ausgewiesen, d. h. die Hüllrohre sind vollständig oxidiert oder in untere Bereiche abgeschmolzen (Abb. 4.8-20).

Wie oben erwähnt, wurde bei dem als Steuerstab modellierten Einzelstab ROD3B die Zr-Ummantelung als Führungsrohr modelliert, der Kern aus Edelstahl als Absorbermaterial mit dem zugehörigen Hüllrohr aus Edelstahl. Die Rechnungen ohne (Rg. 2) bzw. mit dem Abschmelzmodell (Rg. 3) weisen am Ende unterschiedliche Wandstärken des metallischen Zr-Anteils aus. Mit dem Abschmelzmodell ist entsprechend den Hüllrohren der Brennstäbe oberhalb von ~0,50 m kein metallisches Zr mehr vorhanden. Da-

gegen ist ohne Abschmelzmodell das metallische Zr noch über nahezu die gesamte Länge des Stabs vorhanden, weil mit Erreichen der Schmelztemperatur in der Zone keine Oxidation mehr gerechnet und das metallische Zr nicht in tiefere Zonen verlagert wird.

Eine vollständige Oxidation des Zr würde zu einer Oxidschichtdicke von ca. 0,9 mm führen. In Abb. 4.8-21 sind die Oxidschichtdicken am Ende der Transiente dargestellt. Für die Hüllrohre der Brennstäbe im inneren Ring ROD1 wird im Bereich zwischen ~1,70 und 2,40 m bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 aufgrund der Bildung keramischer Schmelze und nachfolgender Verlagerung keine Oxidschichtdicke ausgewiesen, dagegen ist bei der Rechnung Rg. 3 speziell in diesem Bereich noch eine dünne Oxidschicht von ~0,12 mm vorhanden, da hier nur metallische Komponenten schmelzen und verlagern. Unterhalb und oberhalb dieses Bereiches wird von den drei Rechnungen noch eine Oxidschicht von ca. 0,17 bis 0,18 mm ausgewiesen, wobei die Oxidschicht bei der Rechnung Rg. 3 gegenüber den anderen beiden Rechnungen deutlich dicker und in einer Höhe von ca. 3,40 m eine ausgeprägte Spitze vorhanden ist.

Im äußeren Ring ROD2 wird von allen drei Rechnungen im Bereich zwischen ca. 1,30 bis 3,40 m eine Schichtdicke von ~0,15 bis 0,2 mm ausgewiesen und oberhalb dieses Bereichs ein Spitzenwert von ~0,5 mm. Eine Besonderheit, die durch die komplexen Vorgänge Temperaturanstieg, Oxidation, Dampfmangel, Verlagerung und Strömungsblockade, sowie den Wechselwirkungen zwischen diesen Prozessen hervorgerufen wird, ist im unteren Bereich bei etwa 1,0 bis 1,25 m festzustellen. Die Rechnung Rg. 1, bei der der Stab ROD3B als HECU-Struktur modelliert wurde, führt zu einem Spitzenwert der Schichtdicke von ~0,9 mm. Die Rechnung Rg. 3 zeigt in diesem Bereich noch eine Dicke von ~0,4 mm an, während bei der Rechnung Rg. 2 hier kein besonderer Spitzenwert ausgewiesen wird.

Für den Einzelstab ROD3B ergeben sich in den Rechnungen Rg. 2 und Rg. 3 nur sehr geringe Oxidschichten im Bereich von ~0,06 bzw. 0,03 mm.

In Abb. 4.8-22 „unten“ ist zusätzlich noch der Anteil der H_2-Masse eingetragen, der allein infolge der Oxidation des Brennstabbündels erzeugt wurde.

Das obere Diagramm in Abb. 4.8-22 zeigt die H_2-Erzeugungsraten der drei Rechnungen, das untere Diagramm die durch die Zr-Dampfreaktion erzeugten H_2-Gesamtmassen sowie den Anteil infolge der Oxidation des Brennstabbündels.

Mit den drei Modellierungen wurden die folgenden unterschiedlichen H_2-Gesamtmassen (H2 tot) errechnet:

Rechnung	Rg. 1	Rg. 2	Rg. 3
H_2-Gesamtmasse	147 g	140 g	166 g

Der Experimentator gibt für die insgesamt erzeugte H_2-Masse einen 'best estimate' Wert von 300 g an, was einer Oxidation von ~75 % der insgesamt zur Verfügung stehenden Zr-Masse entspricht. Mit ATHLET-CD wird dagegen eine deutlich geringere Masse errechnet. Der wesentliche Grund für diese Differenz ist der von ATHLET-CD im Vergleich zum Experiment unterschiedlich simulierte Ablauf der Oxidation und des Abschmelzens der Materialien in der Teststrecke (Einzelstab, Abstandhalter, Liner). Die Modellierung des Einzelstabs ROD3B mit Berücksichtigung des Abschmelzmodells ergibt erwartungsgemäß die größte erzeugte H_2-Masse, weil bei der Rechnung Rg. 3 auch nach 2000 s noch H_2 erzeugt wird, während bei den anderen beiden Rechnungen die Erzeugung nach ~2200 s beendet ist. Auf diese wesentlich längere Zeitdauer der Oxidationsreaktion wurde bereits bei der Beschreibung der Temperaturverläufe hingewiesen.

Während der Transiente treten Temperaturen weit oberhalb der Schmelztemperaturen der Materialien auf, was zu einer Umlagerung von Teilen der Brennstäbe und des Einzelstabs führt. In Abb. 4.8-23 sind die relativen Massenverteilungen nach der Umlagerung für den inneren Ring (ROD1), den äußeren Ring (ROD2) und den Einzelstab ROD3B dargestellt.

Im inneren Ring ROD1 ist die Massenverteilung am Ende der beiden ersten Rechnungen nahezu identisch. Im Bereich zwischen ca. 1,70 m und 2,40 m ist kein Material mehr vorhanden. Das Material wurde im Wesentlichen in kältere Ebenen 1,15 m und 0,76 m umgelagert, wobei sich der größere Teil bei 1,15 m anlagerte. Bei der dritten Rechnung Rg. 3 wurde aus dem Bereich oberhalb von 1,0 m nur ein geringer Teil nach unten in den Bereich zwischen 0,3 bis 0,7 m verlagert.

Im äußeren Ring ROD2 erfolgte die Umlagerung bei den drei Rechnungen ähnlich wie im inneren Ring ROD1. Oberhalb von ~1,2 m ist bei allen Rechnungen in etwa der gleiche Anteil des Materials nach unten abgestürzt. Bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 hat sich das Material im Bereich um 0,5 bis 1,5 m abgelagert, bei Rg. 3 in etwa bei 0,3 bis 1,0 m.

Der Stab ROD3B ist bei der Rechnung Rg. 3 oberhalb von 1,0 m vollständig in tiefere Bereiche abgestürzt. In der Ebene um ~0,8 m wurde ein geringer Anteil der Masse angelagert, der weitaus größte Teil befindet sich unterhalb von 0,5 m.

Diese Materialumlagerungen führen zu einer Vergrößerung bzw. einer Verringerung der freien Strömungsfläche im Kanal. In ATHLET-CD wird dieses durch die Porosität, d. i. das Verhältnis des freien zum gesamten Volumen einer Zone, erfasst. Zusätzlich zur relativen Massenverteilung ist unten rechts in Abb. 4.8-23 die ermittelte Porosität dargestellt. Zu Beginn des Experiments beträgt das Verhältnis im Kanal 0,57. Am Ende der Rechnung ist oberhalb von 1,0 m (Rg. 3) bzw. 1,25 m (Rg. 1, Rg. 2) das freie Volumen deutlich größer, es hat auf ca. 67 % zugenommen. Insbesondere ist bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 im Bereich von 1,7 bis 2,4 m durch das Abschmelzen der Brennstäbe im inneren Ring eine Zunahme bis auf ca. 77 % festzustellen. Der engste Querschnitt mit einem freien Volumen von ca. 10 % liegt bei der Rechnung Rg. 3 in einer Höhe von ~0,6 bis 0,75 m und bei den Rechnungen Rg. 1 und Rg. 2 bei ~0,8 bis 1,2 m.

4.8.5 Zusammenfassende Diskussion

Das Testbündel im Experiment NRU FLHT-5 bestand aus zehn „frischen“ und einem abgebrannten Brennstab sowie einem Stab mit einem Kern aus Edelstahl, wobei die geometrischen Abmessungen der Brennstäbe, insbesondere die Länge, denen in realen Anlagen entsprachen. Der Test wurde bei einem sehr geringen Kühlmitteldurchsatz durchgeführt. Diese Randbedingung führte zum Ausdampfen des Kühlmittels, zur Überhitzung mit der Erzeugung von Wasserstoff, zu schwerer Kernzerstörung und Umlagerung von Schmelze sowie zur Freisetzung und zum Transport von Spaltprodukten.

Bei der Auswertung der experimentellen Daten wurde festgestellt, dass die Temperaturmessungen der Brennstäbe oberhalb von ~1,20 m nur etwa bis zum Beginn der Temperatureskalation bei 1000 bis 1200 s belastbar sind. Danach schmolzen die Thermoelemente bzw. lagerten sich um. Die Temperaturen können daher nicht mehr einer bestimmten axialen Höhe zugeordnet werden oder sind nicht verwertbar.

Im Rahmen der Nachrechnung des Versuchs wurden drei Rechnungen durchgeführt, die hinsichtlich der Modellierung des Einzelstabs folgende Unterschiede aufweisen:

- erste Rechnung (Rg. 1), bei der der Einzelstab ROD3B als HECU-Struktur modelliert ist,

- die zweite Rechnung (Rg. 2), bei der ROD3B mit dem Modul ECORE als Steuerstab ohne Verwendung des Abschmelzmodells modelliert ist,
- dritte Rechnung (Rg. 3), bei der ROD3B mit dem Modul ECORE als Steuerstab mit Verwendung des Abschmelzmodells modelliert ist.

Die Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der ersten Rechnung (Rg. 1) und dem Experiment ist im Zeitbereich bis 1200 s insgesamt sehr gut. Auch die errechneten Temperaturverläufe der Schutzbleche für die Leitungen der Thermoelemente stimmen sehr gut mit den Messdaten überein.

Bis zum Beginn des Aufschmelzens des Liners ist auch bezüglich der Temperaturverläufe des Shrouds eine gute Übereinstimmung zwischen der ersten Rechnung und dem Experiment festzustellen. Weil während des Experiments die Schmelztemperatur des Liners überschritten und der Liner stark zerstört wurde, drangen heiße Gase in den Bereich des Isoliermaterials ein und beeinflussten die Temperatur der Füllkörper (Saddle). Außerdem änderten sich während des Versuchs auch die physikalischen Eigenschaften der Shroud-Materialien, wodurch der radiale Wärmeaustausch über den Shroud beeinflusst wurde. Da die Shroud-Strukturen mit dem HECU-Modul simuliert werden und damit das Aufschmelzen der entsprechenden Strukturmaterialien nicht möglich ist, kann in der ersten Rechnung der Einfluss dieses Vorgangs auf den Unfallablauf mit ATHLET-CD nicht erfasst werden.

Ein wesentliches Ergebnis des Experiments war, dass die Oxidationsfront beginnend bei ca. 2,45 m sich zunächst nach unten bewegte und sich anschließend in die oberen Bereiche ausbreitete. Von der Rechnung wird die Ausbreitung der Front sowohl nach unten als auch in die oberen Bereiche nachvollzogen. Während der Ausbreitung der Oxidationsfront nach oben war der Liner im Experiment bereits geschmolzen, d. h. die Wärmeübertragung nach außen verläuft in der Rechnung unterschiedlich zum Versuch.

Beim Vergleich der im Experiment ermittelten H_2-Erzeugung mit den analytischen Werten der ersten Rechnung ergibt sich ein sehr großer Unterschied. Der Experimentator gibt für die insgesamt erzeugte H_2-Masse einen ’best estimate’ Wert von 300 g an, was einer Oxidation von ~75 % der insgesamt zur Verfügung stehenden Zr-Masse entspricht. Mit ATHLET-CD wird dagegen eine deutlich geringere Masse von ~147 g errechnet. Der wesentliche Grund für diese Differenz ist das von ATHLET-CD nicht simulierte Aufschmelzen des Liners und des Isoliermaterials, wodurch die Oxidation der Außenseite des Liners verhindert wird.

Die erste Nachrechnung (Rg. 1) hat zwar bereits gezeigt, dass mit dem Programm das thermische Verhalten des Testbündels mit sehr guter Genauigkeit analysiert werden kann, die Wärmetransportmechanismen durch Strahlung und Konvektion im Testbündel können aber nur bei der Modellierung des Einzelstabs als Steuerstab (Modul ECORE) richtig erfasst werden. Außerdem kann nur mit dem Modul ECORE bei genügend hohen Temperaturen das Abschmelzen des Einzelstabs simuliert werden.

In der zweiten Nachrechnung (Rg. 2) des Experiments NRU FLHT-5 wurde deshalb der Steuerstab mit dem Modul ECORE ohne Verwendung des Abschmelzmodells modelliert, um den Einfluss der Strahlung und Konvektion auf den Wärmetransport zwischen den Brennstäben und dem Steuerstab im Vergleich zur ersten Nachrechnung mit dem HECU-Modul beurteilen zu können. In der dritten Nachrechnung wurde zusätzlich das Abschmelzen des als Steuerstab modellierten Einzelstabs zugelassen. Bei der in der ersten Nachrechnung verwendeten Modellierung des Einzelstabs als einfache Struktur mit dem Modul HECU bleibt der Wärmeaustausch zwischen den Brennstäben und dem Einzelstab auf den konvektiven Anteil beschränkt, weiterhin können die Abschmelzvorgänge nicht simuliert werden.

Wie erwartet, liefern die beiden ersten Rechnungen (Rg.1, Rg.2) qualitativ und quantitativ übereinstimmende Ergebnisse. Die Ergebnisse der dritten Rechnung (Rg. 3) weichen im Allgemeinen deutlich von den Ergebnissen der beiden ersten Rechnungen ab. Dies betrifft insbesondere die Temperaturverhältnisse im Bündel und somit auch das Oxidations- und Abschmelzverhalten sowie die H_2-Erzeugung, vor allem stimmt die deutlich längere Oxidationsphase mit der experimentellen Beobachtung besser überein.

Die visuelle Inspektion der Teststrecke nach Beendigung des Experiments ergab, dass das Bündel über weite Bereiche nahezu völlig zerstört war. Insbesondere trifft dies auch für den Einzelstab zu. Daraus ergibt sich, dass mit der Modellierung des Einzelstabs als Steuerstab mit Verwendung des Abschmelzmodells die Verhältnisse realistischer wiedergeben werden.

Insgesamt haben die Nachrechnungen gezeigt, dass mit dem Programm das thermische Verhalten des gesamten Testbündels, aber auch des Einzelstabs bei geeigneter Wahl der Modelle mit guter Genauigkeit simuliert werden kann. Abweichungen ergaben sich dadurch, dass Abschmelz- und die Umlagerungsvorgänge vom Modell gegenüber dem Experiment anders beschrieben werden. So kann das Abschmelzen der Abstandhalter und des Liners und auch die Rückhaltefunktion der Abstandhalter für herabstür-

zendes Material nicht simuliert werden. Ein weiteres Problem stellen die großen Unsicherheiten bei der Festlegung der Materialeigenschaften des Shrouds aufgrund der im Experiment abschmelzenden Liner-Strukuren dar.

4.9 Nachrechnung des Versuchs NRU FLHT-2

Das Experiment NRU FLHT-2 wurde im Dezember 1985 durchgeführt. Es war der zweite Versuch der FLHT-Serie. Es war der erste 'in-pile test' mit Brennstäben voller Länge (3,63 m), die unter Bedingungen eines Kühlmittelverlusts und mit Hüllrohrtemperaturen (~2500 K) oberhalb der Schmelztemperatur des Zirkaloys untersucht wurden. Der Test FLHT-2 wurde mit 12 frischen (unbestrahlten) Brennstäben eines typischen Druckwasserreaktors ohne Absorberstab durchgeführt. Eine kurze Darstellung der Anlage ist in Kap. 2.5 zu finden. Der experimentelle Ablauf des Experiments FLHT-2 und dessen Ergebnisse sind in /LOM 88/ beschrieben.

Dieses Experiment wurde bereits mit einer älteren Version des Programms ATHLET-CD nachgerechnet /BES 93/. Bei dieser Nachrechnung wurde noch das auf 4 Erhaltungssätzen (Erhaltung der Flüssigkeits- und Dampfmasse, der Gesamtenergie und des Gesamtimpulses) basierende Thermohydraulikmodell in Verbindung mit dem Drift-Flux-Modell zur Berechnung der Differenzgeschwindigkeit zwischen den beiden Phasen eingesetzt. Zur Simulation der inhomogenen Strömungszustände im Kernbereich wurde auf eine feine Nodalisierung mit 12 axialen Kernzonen zurückgegriffen, weil das Gemischspiegelmodell zur Beschreibung inhomogener Strömungszustände sehr kleine Zeitschritte verursacht hatte. Die eingesetzte Programmversion enthielt bereits ein erstes Modell zur Beschreibung der Brennstoffauflösung und der Schmelzeverlagerung, das zwischenzeitlich völlig überarbeitet und zum Teil neu erstellt worden ist. Eine zusätzliche Nachrechnung mit einer sehr feinen Kernnodalisierung (40 Zonen im aktiven Bereich) musste wegen Schwierigkeiten bei der Zeitschrittsteuerung im Modul, der die Verlagerung der Schmelze beschrieb, zu Beginn der Temperatureskalation abgebrochen werden.

Die in /ERD 05c/ beschriebene, erneute Nachrechnung des Experiment NRU FLHT-2 mit ATHLET-CD mod 2.0A dient der Qualitätssicherung der aktuellen Code-Version sowie der Überprüfung des erreichten Entwicklungsstands.

4.9.1 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuch FLHT-2 bestand aus zwei Hauptphasen /LOM 88/:

1. Vorbereitungsphase: In dieser Phase wurden die Brennstäbe bei geringer Reaktorleistung vorbestrahlt und bei einem konstanten Kühlmittelstrom von 126 g/s die Bündelleistung auf 23 kW eingestellt. Danach wurde der Kühlmassenstrom in das Bündel auf 9,3 g/s verringert, so dass am Bündelaustritt überhitzter Dampf ausströmte. Kurz vor Beginn der Transiente wurde überhitzter Dampf in das Plenum eingespeist, um hier eine Kondensation von Dampf an kalten Wänden und damit eine Rückströmung von Wasser in die Bündelregion zu verhindern.

2. Aufheiz- und Abkühlphase (Transiente): Diese Phase wurde eingeleitet, indem der Einspeisemassenstrom 35 s nach dem Zeitpunkt 0 (dieser wird in /LOM 88/ als Beginn der Aufheizphase definiert) auf 1,48 g/s abgesenkt wurde. Die Transiente wurde wie geplant, 4 min nachdem eine Hüllrohrtemperatur von 2500 K erreicht war, beendet.

Eine kurze Übersicht über wesentliche Ereignisse während des Versuchs ist in Tab. 4.9-1 aufgelistet.

Am Ende der Vorbereitungsphase lagen folgende thermohydraulische Bedingungen in der Teststrecke vor: die Leistung betrug 23 kW, der Eintrittsmassenstrom 9,3 g/s, der Systemdruck 1,38 MPa, die maximale Hüllrohrtemperatur ~800 K, und oberhalb von ~2,84 m waren die Brennstäbe freigelegt. Alle Höhenangaben beziehen sich auf die Unterkante (= 0,0 m) des aktiven Bereichs.

Mit der Reduzierung des Eintrittsmassenstroms fiel der Füllstand sehr rasch ab. Die Aufheizrate lag anfangs bei etwa 4 K/s. Ab einer Temperatur von ~1200 K verringerte sie sich wegen erhöhter Wärmeverluste an die Umgebung bei höheren Temperaturen auf ca. 2 K/s. Die Hüllrohre blähten sich auf und barsten. Bei etwa 1700 K stiegen die Temperaturen infolge der beginnenden exothermen Zirkon/Dampf-Reaktion im Höhenbereich um 2,53 m in weniger als 1 min bis auf ca. 2400 K an. Die Oxidationsfront lief zunächst infolge des fallenden Füllstands nach unten bis auf ~1,45 m.

Während des Experiments wurden ca. 48 g H_2 erzeugt. Diese Masse entspricht in etwa der Oxidation von 12 % des gesamten Zirkaloys der Hüllrohre, der Eckbleche, und des Liners. Eine merkliche Oxidation erfolgte nur zwischen 1,35 m und 3,5 m. Das erste

Auftreten von H_2 wurde nach ~400 s bei einer Hüllrohrtemperatur von ca. 1400 K detektiert, die erste Spitze nach ~576 s bei einer Temperatur von ca. 1700 K.

Nach Beendigung des Experiments wurde das Bündel visuell und metallurgisch untersucht. Die meisten Materialansammlungen sind im Bereich der Abstandhalter zu finden. Es wurde örtlich die Bildung von Eutektika zwischen den Inconel-Abstandhaltern und den Hüllrohren festgestellt. Die axiale Ausdehnung der schweren Zerstörung erstreckte sich innerhalb des Bereichs, in dem mehr als 2,6 m (~70 %) der Brennstäbe unbedeckt war, über eine Länge von mehr als 1 m.

Weitere experimentelle Ergebnisse werden beim Vergleich mit den analytischen Ergebnissen angesprochen.

Die für eine Analyse erforderlichen wesentlichen physikalischen Größen sind:

- die in das Bündel eingebrachte Leistung,
- der in die Teststrecke eingebrachte Kühlmittelstrom,
- der Druck in der Teststrecke,
- die Eintrittstemperatur des Kühlmittels.

In Abb. 4.9-1 sind die in den Eingabedaten vorgegebenen Randbedingungen für die Bündelleistung, den Kühlmassenstrom, den Druck und die Temperatur des Kühlmittels dargestellt.

Für die Nachrechnung von NRU FLHT-2 wurde die bereits in Kap. 4.8.1 beschriebene und für die Nachrechnung des Experiments NRU FLHT-5 eingesetzte Nodalisierung verwendet. Der Einzelstab ROD3B musste allerdings dem repräsentativen Stab ROD1 zugeordnet werden, weil im Experiment NRU FLHT-2 kein Einzelstab vorhanden war.

Die Zufuhr von überhitztem Dampf in das Plenum der Versuchsanlage (siehe Abb. 2.5-1) während der Vorbereitungsphase wurde durch eine Wärmezufuhr (SUPERHEAT) von 8 kW/m in den oberen Bündelbereich zwischen 3,40 m bis 4,45 m modelliert. Dadurch wurde ein nahezu konstanter Wasserspiegel im Bündel eingestellt, der zum Zeitpunkt 0 s um ~35 cm tiefer als der gemessene lag.

Die Bündelleistung betrug ~23 kW. Während des Versuchs änderten sich mit dem abnehmenden Wasserinventar der Neutronenfluss im ausgetrockneten Bündelteil und damit die Leistung im Testbündel. In /LOM 88/ wird die Erhöhung der Leistung im freigelegten Bereich der Brennstäbe mit ~15 bis 20 % angegeben. Das wurde bei der Rechnung durch eine Leistungserhöhung im Bündel auf 26,5 kW mit Beginn der Ab-

senkung der Kühlmitteleinspeisung von 9,3 g/s auf 1,48 g/s berücksichtigt. Entsprechend wurde auch die axiale Leistungsverteilung im oberen Teil verändert.

Der Eingangsmassenstrom des Kühlmittels (Abb. 4.9-1, INLIQ) wurde bei 35 s von 9,3 g/s auf 1,48 g/s abgesenkt. In das Diagramm ist zusätzlich noch der austretende Dampfmassenstrom (OUT) eingetragen. Aufgrund der strömungstechnischen Modellierung des Bündels und des Bypasses teilt sich in der Rechnung der Eingangsmassenstrom des Kühlmittels in die entsprechenden Teilmassenströme auf.

Der Druck im Bündel wurde mit 1,48 MPa vorgegeben. Das Diagramm zeigt sowohl die Druckverläufe im Eintritts- (cv01) als auch im Austrittsvolumen (cv43).

Die Eintrittstemperatur des Kühlmittels (TFLUID(01)) hatte einen konstanten Wert von 360 K. Zusätzlich zeigt Abb. 4.9-1 den Temperaturverlauf am Bündelaustritt (TFLUID(43)).

Bei der Rechnung wurde die Außenseite der Bündelumfassung auf eine konstante Temperatur von 360 K gehalten.

Die Umfassung wurde vom Kühlmittel und insbesondere von der Strahlung der Brennstäbe aufgeheizt. Die Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Spalten zwischen den drei Materialien der Umfassung wurden temperaturabhängig unter Berücksichtigung der sich auf Grund der thermischen Ausdehnung ändernden Spaltbreite berechnet.

Bei der aktuellen Nachrechnung von NRU FLHT-2 wurden hinsichtlich der Simulation der Zr-Oxidation, der Auflösung des Brennstoffs durch geschmolzenes Zirkon und der Thermo-Fluiddynamik die gleichen Modellparameter verwendet wie bei der FLHT-5 Nachrechnung (siehe Kap. 4.8.2).

4.9.2 Ergebnisse der Nachrechnung

Die Rechnung wurde bis zu einer Problemzeit von 1000 s durchgeführt. Eine ausführliche Beschreibung der Nachrechnung ist in /ERD 05c/ zu finden.

Weil experimentelle Daten nicht in elektronischer Form vorliegen, wurden ausgewählte Darstellungen von Messergebnissen aus dem Data Report /LOM 88/ und die entsprechenden analytische Ergebnisse übereinander kopiert, um einen direkten Vergleich durchführen zu können. Die experimentellen Daten sind in Abb. 4.9-2 bis Abb. 4.9-20

als durchgezogene oder gestrichelte schwarze Kurven ohne Symbole dargestellt, die errechneten Daten als durchgezogene bunte Kurven mit Symbolen. Die Höhenangaben sind teilweise mit 'level' bezeichnet, wobei der Zahlenwert die entsprechende Höhe in 'inches' (1 inch = 2,54 cm) angibt.

Die für die Nachrechnung erforderliche CPU-Zeit betrug ca. 2 h auf dem Linux-Cluster der GRS in München, wobei auf die Vorlaufzeit von 8000 s zur Stabilisierung des Systems ca. 1 h entfiel.

- Füllstandsverlauf

Die Füllstandsverläufe in der Teststrecke sind in Abb. 4.9-2 dargestellt. Zu Beginn liegt der berechnete kollabierte Wasserspiegel ZCLML ca. 0,35 m unterhalb des Messsignals TDR, das dem kollabierten Wasserspiegel entspricht. Der schnelle Abfall des Füllstands nach ca. 35 s ist auf die Reduzierung des Kühlmittelstroms von 9,3 g/s auf 1,43 g/s zurückzuführen. Innerhalb der ersten 300 s sinken die beiden kollabierten Füllstände übereinstimmend bis auf ~1 m. Der mit Hilfe von Dryout-Daten aus Temperaturmessungen abgeleitete experimentelle Gemischspiegel verläuft deutlich oberhalb der kollabierten Füllstände. Mit Beginn des Aufblähens und der Schmelzeverlagerung nach ~400 s, die zu einer Erhöhung des Strömungswiderstands führen, zeigt das Messsignal für den kollabierten Füllstand fälschlicherweise einen Anstieg des Füllstands bis oberhalb des experimentellen Gemischspiegelverlaufs an. Insgesamt ergibt der Vergleich der Rechnung mit dem Experiment mit Beginn der Aufheizung jedoch eine gute Übereinstimmung.

- Temperaturverläufe der Hüllrohre und des Shrouds

Die Abbildungen 4.9-3 bis 4.9-5 zeigen berechnete Hüllrohrtemperaturen und die Temperatur des Kühlmittels in ausgewählten Höhen im Vergleich zu experimentellen Daten. Beim Experiment wurden die Temperaturen an der Innenseite der Hüllrohre gemessen. In den Diagrammen sind in den Angaben der Messstellen die Bezeichnung der Brennstäbe, z. B. -2C- in Abb. 4.9-3, enthalten. Der innere Ring enthält die vier Stäbe 2B, 3B, 2C, 3C, die anderen bilden den äußeren Ring. Zum Vergleich wurden die gerechneten Hüllrohrtemperaturen der entsprechenden repräsentativen Stäbe ROD1, ROD2 der beiden Ringe herangezogen.

Bei der Rechnung beginnt gegenüber dem Experiment der Temperaturanstieg im unteren Bündelbereich bis zu 75 s früher (Abb. 4.9-3). Mit zunehmender Höhe wird diese Differenz deutlich geringer (Abb. 4.9-5). Sowohl bei der Rechnung als auch beim Expe-

riment liegen die Temperaturen des inneren und des äußeren Rings eng beieinander. Nach ~400 s, wo im Experiment Brennstabversagen auftritt, weist die Messung in Bereichen oberhalb von 2,0 m gegenüber der Rechnung höhere Temperaturen aus. Bei der Rechnung tritt das Versagen des Stabs des inneren Rings (ROD1) nach ~470 s auf. Zu diesem Zeitpunkt wird das vorgegebene Berstkriterium (s. u.) erreicht.

Bei dem Experiment wurde nach ~530 s der Beginn der Temperatureskalation in einem Bereich um 2,50 m festgestellt (Abb. 4.9-5). Die Rechnung zeigt in dieser Höhe den Beginn der Temperatureskalation erst nach ~730 s. Der Beginn der exothermen Zirkon/Dampf-Reaktion erfolgt bei der Rechnung im Bereich zwischen ~2,10 bis 2,35 m nach etwa 670 s (Abb. 4.9-4). Dieser gegenüber dem Experiment deutlich spätere Beginn der Temperatureskalation kann durch einen zu hohen Wärmeverlust über die Umfassung hervorgerufen worden sein. Ein anderer Grund für diese Diskrepanz ist, dass mit dem abnehmenden Füllstand insbesondere die Leistung im freigelegten Bereich des Testbündels beeinflusst wird. Es wurde versucht, diesen Effekt mit der vorgegebenen Leistungserhöhung um 15 % zu simulieren.

In Abb. 4.9-6 werden zusammenfassend Hüllrohrtemperaturen als Funktion der Zeit vom level 60 (1,52 m) bis zum level 125 (3,18 m) verglichen. Durch diese Darstellung wird die zeitliche Differenz des Beginns der Temperatureskalation besonders deutlich.

Die Auswertung der experimentellen Daten ergab, dass die Oxidationsfront beginnend beim level 100 (2,54 m) nach unten hin verläuft, obwohl die Daten der Thermoelemente ein Fortschreiten in obere Bereiche vermuten lassen. Der Grund hierfür liegt darin, dass die Messkabel innerhalb der Brennstäbe nach unten herausgeführt und durch geschmolzene Materialien beschädigt werden. Diese Vermutung wird von den Linertemperaturen und den Temperaturen der Füllkörper (saddles) gestützt.

Abb. 4.9-7 zeigt im Vergleich mit experimentellen Daten die errechnete axiale Temperaturverteilung im Bündel in 100 s Intervallen. Unterhalb von 1 m, d. i. der niedrigste Füllstand im Bündel, ist keine Temperaturzunahme festzustellen. Die Aufheizung beginnt bei der Rechnung in niedrigeren Höhen als beim Experiment. So ist nach 100 s bei der Rechnung eine Aufheizung oberhalb von ~2 m, beim Experiment erst oberhalb von ~2,30 m festzustellen. Ursachen könnten die Faktoren Füllstand, axiale Leistungsverteilung, Energieaustrag über den Shroud o. ä. sein.

Es wurden Temperaturen des Liners auf der Seite zur ZrO_2-Isolierung gemessen. Da die Messfühler durch den Isolierungsbereich geführt wurden, konnten diese Messun-

gen im Vergleich zu den Messungen der Hüllrohre über eine längere Zeit erfolgen. Der Liner wird im Wesentlichen durch Strahlungswärme der Brennstäbe und nur zum Teil durch Wärmeübertragung von dem Dampf aufgeheizt. Daher zeigen die Temperaturverläufe zunächst keine plötzlichen Änderungen sondern nur allmähliche Anstiege. Erst mit Beginn der Oxidation des Zirkaloys und der nachfolgend auftretenden Temperatureskalation sind auch bei den Linertemperaturen starke Veränderungen festzustellen.

Abb. 4.9-8 zeigt exemplarisch gemessene und berechnete Temperaturverläufe in einer Höhe von 1,83 m. Der Temperaturanstieg des Liners erfolgt gegenüber dem der Hüllrohre deutlich später. Im Experiment versagt der Liner nach ca. 550 s. Die Temperaturexkursion der Hüllrohre erfolgt etwas früher und auch intensiver als die des Liners. Zum Vergleich mit dem Experiment wurden der Temperaturverlauf in der letzten Schicht im Liner (1,86 m, l) und der in der ersten Schicht der Isolierung (1,86 m, r) in das Diagramm eingetragen. Bei der Rechnung steigt die Temperatur des Liners kontinuierlich bis zum Erreichen der Zr/Dampf-Reaktion an. Bis etwa 450 s sind die berechneten Temperaturen deutlich höher als die gemessenen.

Die Temperaturen der Füllkörper (saddles) wurden auf der Außenseite gemessen. Wegen der guten Isolierung zum Testbündel hin wird die Temperatur im Wesentlichen von der Kühlung von außen bestimmt, weshalb insgesamt die Temperaturen recht niedrig sind. In den Abbildungen 4.9-9 und 4.9-10 sind exemplarisch Temperaturverläufe in den Höhen 1,83 m bzw. 2,44 m dargestellt. Bei den am Umfang gemessenen Temperaturen sind in der Höhe von 1,83 m keine Unterschiede festzustellen, jedoch zum Teil große Unterschiede in der Höhe von 2,44 m wie auch in anderen Höhen. Diese Unterschiede lassen sich durch unsymmetrisches Abschmelzen der Brennstäbe und durch das lokale Durchschmelzen des Liners erklären.

Die berechneten Temperaturverläufe sind deutlich niedriger als die gemessenen. Der Einfluss der an der Außenseite der Umfassung vorgegebenen, relativ niedrigen Temperatur wurde bei dieser Nachrechnung überschätzt. Es gibt mehrere Gründe dafür, dass der Wärmeaustausch hier nicht realistisch erfasst wurde. Das Eindringen von heißen Gasen (Dampf, Wasserstoff) nach dem Durchschmelzen des Liners und der Zerstörung von Teilen der Isolierung führte im Experiment zu einer deutlichen Temperaturerhöhung innerhalb des Shrouds und wirkte sich auf das radiale Temperaturprofil aus. Ferner wurde durch diese Vorgänge der gesamte radiale Wärmetransport verändert, was mit den vorgegebenen Materialdaten (Wärmekapazität, -leitfähigkeit) der unzerstörten Materialien nicht erfasst werden kann. Ein weiteres Problem stellt die Simulation des Wärmetransports über die zwei Spalte zwischen den drei Materialien

dar. Der Wärmeübergang wurde abhängig von der Temperatur und der Spaltbreite unter Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung berechnet. Unter Umständen wurde bei dieser Vorgehensweise der Wärmeübergang in den Spalten deutlich überschätzt, so dass auch dieses zu dem gegenüber dem Experiment erhöhten Wärmeverlust beigetragen hat.

- Wasserstofferzeugung

In Abb. 4.9-11 sind im oberen Diagramm die Erzeugungsraten und unten die erzeugten H_2-Massen dargestellt. Zu dem Vergleich des Experiments mit der Rechnung wird hier auf die Daten eines von drei in /LOM 88/ beschriebenen Messverfahren Verfahren zurückgegriffen, das die insgesamt erzeugte H_2-Masse am besten erfasst hat. Im oberen Diagramm werden wegen der übersichtlicheren Darstellung für die Messwerte der H_2-Erzeugungsrate (NCTFM RESPONSE, rechts) und für die berechneten Werte (H2 tot calc, links) unterschiedliche Ordinaten verwendet. Zusätzlich sind in das obere Diagramm noch der qualitative Verlauf der “PEAK CLADDING TEMPERATURE“-Messung und der errechnete Dampfmassenstrom am Austritt des Bündels – entsprechend dem Molenanteil verringert (Steam/9) – und eingetragen. Zur Erzeugung eines Mols H_2 werden 9 Mole H_2O benötigt.

Nach ~470 s ist beim Experiment ein starker Anstieg der H_2-Erzeugungsrate festzustellen, die mit der vollständigen Reaktion des Dampfes mit metallischem Zr verbunden ist. Nach Erreichen eines Spitzenwertes von ~225 mg/s bei ~576 s erfolgt ein stetiger Abfall der H_2-Erzeugungsrate, der anzeigt, dass das eingespeiste Kühlmittel nicht mehr vollständig bei der Zr-Reaktion verbraucht wird /LOM 88/. Dieser Abfall resultiert z. T. auch aus der Umlagerung von Material in kältere Bereiche. Wenn die Oxidationszone dann nach unten fortschreitet, wird dort das Material wieder erhitzt und die H_2-Erzeugung steigt nach ~640 s erneut an und erreicht bei ~680 s einen Bereich, in dem für ca. 150 s der Dampf erneut fast vollständig für die H_2–Erzeugung verbraucht wird. Nach 822 s fällt im Experiment mit der Beendigung der Transiente die H_2-Erzeugungsrate wieder ab.

Bei der Nachrechnung ergab sich ein anderer Verlauf der Erzeugungsrate. Der Beginn der H_2-Erzeugung stimmt in etwa mit dem Experiment überein. Die Erzeugungsrate steigt bis zum Beginn der chemischen Reaktion in den oberen Bereichen nach ~680 s langsam an. Entsprechend den in dieser Zeit berechneten niedrigeren Hüllrohrtemperaturen ist die Erzeugungsrate geringer. Ab ca. 680 s wird, wie auch bei dem Experiment, der zur Verfügung stehende Dampf vollständig für die Oxidation verbraucht. Ab

ca. 800 s treten dann bei der Rechnung durch herabstürzendes Material und die Oxidation von metallischer Schmelze hohe Spitzenwerte (ca. 900 mg/s) der H_2-Erzeugung auf, die bei dem Experiment nicht gemessen wurden.

Im unteren Diagramm von Abb. 4.9-11 ist die erzeugte H_2-Masse dargestellt. Sobald die Schmelztemperatur der Hüllrohre (~2100 K) nach ~535 s erreicht ist, beginnt die starke H_2-Erzeugung. Bis ca. 800 s wird beim Experiment (HYDROGEN PRODUCED) gegenüber der Rechnung (H2 tot calc) deutlich mehr H_2 erzeugt. Erst danach mit Beginn der deutlich höheren Erzeugungsrate wird von der Rechnung auch eine größere H_2-Masse ausgewiesen. In /LOM 88/ werden als Ergebnis der Messungen mit den drei unterschiedlichen Messverfahren zum Ende der Transiente H_2-Gesamtmassen im Bereich von 42 g bis zum 'best-estimate' Wert von 48 g angegeben. ATHLET-CD berechnet eine Gesamtmasse von ~51 g, von denen ca. 41 g bei der Oxidation des Bündels (Bundle calc) und ca. 10 g bei der Oxidation der Bündelumfassung (Liner) entstehen. Von der insgesamt erzeugten H_2-Masse werden in der Rechnung ca. 39 % (20 g) durch die Oxidation der metallischen Schmelze (melt oxi calc) erzeugt.

- Oxidation, Abschmelzverhalten und Energiebilanz

Die Rechnung weist im Bereich von etwa 1,25 – 2,75 m in den beiden Ringen ROD1 und ROD2 ab ca. 800 s eine Oxidschicht um 0,2 mm entsprechend ~22 % der möglichen Schichtstärke von 0,92 mm auf. Beim Experiment lag der oxidierte Bereich zwischen 1,35 m und 3,5 m. Der Spitzenwert erreichte in einer Höhe um 1,5 m im äußeren Ring ca. 0,27 mm.

In Abb. 4.9-12 (oben) ist die von ATHLET-CD errechnete relative Massenverteilung der beiden Brennstabringe ROD1 und ROD2 für ausgewählte Zeitpunkte dargestellt. Aus dem Bereich von etwa 1,1 m – 2,4 m wurde Material in den unteren Bereich um 1,0 m - das ist in etwa oberhalb des errechneten Wasserspiegels (Abb. 4.9-2) - umgelagert.

Die Umlagerung von Material aus höheren in tiefere Regionen hat zur Folge, dass der freie Strömungsquerschnitt vergrößert bzw. verkleinert wird, wie die errechnete Porosität (Verhältnis von Fluidvolumen zu Gesamtvolumen einer Zone) in Abb. 4.9-12 unten zeigt. Zu Anfang liegt die Porosität bei ca. 59 %, nimmt aber bereits vor Beginn des Schmelzens (~670 s) im Höhenbereich um 2,5 m auf ca. 25 % ab. Diese ist darauf zurückzuführen, dass sich eine Oxidschicht auf den Hüllrohren bildet und sich außerdem die Hüllrohr aufblähen. Mit Beginn des Abschmelzens wird die Porosität infolge der Umlagerung von Material im Höhenbereich von etwa 1,2 – 2,4 m vergrößert.

In ATHLET-CD wird mit einem speziellen Modell der Einfluss der Porosität auf die Strömung berücksichtigt. Hierbei wird bei einer Porosität >0,3 wird die Strömung nicht beeinflusst, bei einer Porosität <0,1 wird das Einfließen von Schmelze verhindert, es tritt eine Blockade auf. Dem Diagramm in Abb. 4.9-12 unten ist zu entnehmen, dass in der Rechnung eine solche Blockade gerade nicht mehr aufgetreten ist.

Bei dem Experiment hat das Schmelzen mit Umlagerung von Material oberhalb von 1,4 m stattgefunden. Ablagerungen von Material wurden bei Untersuchungen des Bündels nach dem Versuch hauptsächlich in der Nähe von Abstandhaltern gefunden. Beim Experiment stellen Abstandhalter anders als bei der Simulation Hindernisse für geschmolzene Materialien dar. Bei der metallurgischen Nachuntersuchung des Bündels konnte festgestellt werden, dass zwischen den Materialien der Inconel-Abstandhalter und der Hüllrohre Eutektika gebildet worden waren. Dies kann mit ATHLET-CD nicht simuliert werden.

Ab einer Temperatur von 2030 K (Schmelztemperatur von metallischem Zr) bilden sich metallische und bei höheren Temperaturen (2600 K, Schmelzen der UO_2-Pellets) keramische Schmelzen, die infolge von Umlagerung in kältere Bereiche wiedererstarren. Wie Abb. 4.9-13 zu entnehmen ist, bildet sich in der Rechnung nach ca. 650 s die erste Schmelze, die aber auch recht bald (nach ~690 s) wieder erstarrt. Das Diagramm zeigt, dass der Abschmelzvorgang nicht kontinuierlich sondern in einzelnen Intervallen abläuft. Der weitaus größte Teil des Materials schmilzt nach ~800 s, d. h. während der Zeit, in der die Dampf/Zr-Reaktion am heftigsten ist. Nach ca. 850 s erstarrt die Schmelze wieder. Wegen der zu niedrigen Temperaturen kommt es in dieser Nachrechnung nicht zur Bildung von keramischer Schmelze.

Abb. 4.9-14 zeigt die Leistungsbilanz für das Bündel. Während der Bildung von H_2 durch die chemische Reaktion von H_2O mit Zr wird Energie freigesetzt, die in Verbindung mit der von außen zugeführten Leistung zur Temperatureskalation führt. Als Folge des Anstiegs der zugeführten Leistung und des gleichzeitigen Absenkens der Kühlmittelzufuhr steigt im Bündel kurzfristig die Abgabe von Energie an das Kühlmittel (to fluid). Mit zunehmender Temperatur der Brennstäbe wird Energie über das Kühlmittel und später auch über Strahlung an den Shroud übertragen (to structures). Wie aus Abb. 4.9-14 hervorgeht, werden während der heftigen chemischen Oxidationsreaktion des Zr Leistungsspitzen erreicht, die 5-mal höher sind als die eingebrachte Leistung.

4.9.3 Variationsrechnungen

Im Rahmen der Nachrechnung des Versuchs NRU FLHT-2 wurden zusätzlich zur ersten Nachrechnung noch zwei Variationsrechnungen (Var. 1, Var. 2) mit einigen geänderten Randbedingungen durchgeführt.

- Erste Nachrechnung:
  Oxidationsmodell (IOXMOD=19) mit Beziehungen von Leistikow (<1573 K) und Prater/Courtright (>1573 K),
  Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Spalten des Shrouds abhängig von der Temperatur und der Spaltbreite unter Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung,
  Berechnung der Wärmeabfuhr vom Shroud an die Umgebung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von 400,0 W/m^2K.
- Zweite Nachrechnung (Var. 1):
  Oxidationsmodell (IOXMOD=16) mit Beziehungen von Cathcart (<1853 K) und Urbanic/Heidrick (>1853 K),
  Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Spalten des Shrouds abhängig von der Temperatur und der Spaltbreite unter Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung,
  Berechnung der Wärmeabfuhr vom Shroud an die Umgebung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von 400,0 W/m^2K.
- Dritte Nachrechnung (Var. 2):
  Oxidationsmodell (IOXMOD=19) mit Beziehungen von Leistikow (<1573 K) und Prater/Courtright (>1573 K),
  In beiden Spalten wurde ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient von 40,0 W/m^2 K angesetzt und für
  die Berechnung der Wärmeabfuhr vom Shroud an die Umgebung ein Wärmeübergangskoeffizient von 4,0 W/m^2K (aus frühere Nachrechnung in /BES 93/).

- Änderung des Oxidationsmodells

Wie oben bereits erwähnt, stehen in ATHLET-CD für die Berechnung der Oxidation des Zirkons verschiedene Modelle (parabolische Ratenansätze) zur Verfügung. Bei der zweiten Nachrechnung (Variationsrechnung 1) wurde eine Option gewählt, bei der die

Beziehungen von Cathcart (<1853 K) und Urbanic/Heidrick (>1853 K) verwendet werden (IOXMOD= 16). Alle anderen Parameter aus der ersten Rechnung wurden beibehalten. Nachfolgend werden einige ausgewählte Ergebnisse der zweiten Nachrechnung (Var. 1) dargestellt (Abb. 4.9-15 bis Abb. 4.9-17).

Abb. 4.9-15 gibt entsprechend 4.9-6 eine zusammenfassende Übersicht über die Temperaturverläufe in verschiedenen Höhen. Ein großer Unterschied zeigt sich nur bei ~670 s, wenn in der ersten Rechnung die Zr / Dampf Reaktion einsetzt. Mit dem in der zweiten Nachrechnung verwendeten Oxidationsmodell (IOXMOD=16: Beziehungen von Cathcart (<1853 K) und Urbanic/Heidrick (>1853 K)) verläuft die Temperatureskalation nicht ganz so flach wie in der ersten Nachrechnung (IOXMOD=19: Beziehungen von Leistikow (<1573 K) und Prater/Courtright (>1573 K)). Insbesondere wird beim level 92 (2,34 m) nach ~700 s eine um ca. 200 K höhere Temperatur ausgewiesen.

Aus der axialen Temperaturverteilung in Abb. 4.9-16 lässt sich im Vergleich zu Abb. 4.9-7 erkennen, dass bei 700 s im Höhenbereich von ca. 1,5 bis 2,2 m und bei 800 s im Höhenbereich von ca. 1,0 bis 1,6 m das in der zweiten Rechnung verwendete Oxidationsmodell (IOXMOD=16) zu geringeren Temperaturen führt. Die niedrigeren Temperaturen führen bei der Oxidation dazu, dass eine geringere H_2-Masse von 41 g (Abb. 4.9-17) gegenüber 51 g (Abb. 4.9-11) der ersten Rechnung erzeugt wird. Entsprechend niedriger sind auch die Massen der H_2-Erzeugung aus den Hüllrohren (28 g) und der Beitrag der Oxidation der Schmelze (7 g). Im Bereich zwischen 400 bis 550 s stimmt im Vergleich zur ersten Rechnung die integral erzeugte Masse besser mit dem Experiment überein. Auch mit diesem Oxidationsmodell wird die zwischen 550 und 600 s gemessene erste Spitze bei der Erzeugungsrate nicht simuliert.

Die in der zweiten Rechnung (Var. 1) ermittelten metallischen Zr-Schichten, die Oxidschichtdicken und die relativen Massenverteilungen sind denen der ersten Rechnung qualitativ ähnlich. Die Dicken der Oxidschichten erreichen ebenfalls ~0,2 mm. Die Porosität fällt in dieser Rechnung in einer Höhe um 2,5 m ebenfalls auf ca. 0,2 ab und hat dort den geringsten Wert. Der bei der ersten Rechnung auftretende minimale Wert der Porosität von 0,1 bei einer Höhe von 1 m wird bei der zweiten Rechnung nicht ausgewiesen. Das umgelagerte Material führt hier nur zu einer Verringerung der Porosität auf 0,4.

- Geänderte Wärmeübergangskoeffizienten des Shrouds

Bei der ersten Nachrechnung wurden die Wärmeübergangskoeffizienten (WÜK) der beiden Spalte zwischen den drei verschiedenen Materialien in Abhängigkeit der Temperatur und der Spaltbreite berechnet. Da bei dieser Rechnung der Wärmeverlust über den Shroud vermutlich zu hoch war, wurden bei der dritten Nachrechnung (Var. 2) die Wärmeübergangskoeffizienten entsprechend /BES 93/ verändert. In beiden Spalten wurde ein konstanter Koeffizient von 40,0 W/m^2 K angesetzt, der Wärmeübergangskoeffizient nach außen zur Umgebung wurde von 400,0 W/m^2K (erste Nachrechnung) auf 4,0 W/m^2K (frühere Nachrechnung in /BES 93/) reduziert. Einige ausgewählte Ergebnisse der dritten Nachrechnung (Var. 2) sind in Abb. 4.9-18 bis Abb. 4.9-22 dargestellt.

In Abb. 4.9-18 sind wie in Abb. 4.9-6 Temperaturverläufe der Hüllrohre im Bereich zwischen 1,52 m und 3,18 m dargestellt. Der Vergleich mit den experimentellen Daten zeigt, dass bei der Variationsrechnung 2 die gemessenen und berechneten Temperaturen sehr viel näher beieinander liegen als bei der ersten Nachrechnung. Auch beginnt die Temperatureskalation sehr viel früher. In einem weiten Bereich zwischen level 60 und 100 (1,52 – 2,54 m) werden nach 700 s sogar Temperaturen über 2500 K erreicht.

Wie Abb. 4.9-19 mit den axialen Temperaturverteilungen zu verschiedenen Zeitpunkten zeigt, sind die berechneten Temperaturverläufe bei 600, 700 und 800 s deutlich höher als die gemessenen Werte.

Wegen der sehr viel höheren Temperaturen wird bei der dritten Nachrechnung (Variationsrechnung 2) das Versagen der Hüllrohre des inneren Rings bereits nach ~430 s, das des äußeren Rings nach ~450 s ausgewiesen.

Abb. 4.9-20 enthält entsprechend Abb. 4.9-8 (erste Rechnung) einen Vergleich der gemessenen und gerechneten Temperaturen der Hüllrohre und des Liners in einer Höhe von 1,83 m. In dieser Darstellung ist deutlich der im Vergleich zu Abb. 4.9-8 um ca. 170 s früher berechnete Beginn des Temperaturanstiegs des Hüllrohrs zu erkennen. Bis zum Beginn der berechneten Temperatureskalation verläuft die Temperatur ca. 440 K oberhalb der gemessenen. Die Zr/Dampf-Reaktion beginnt in dieser Ebene bei der Rechnung bereits nach ~530 s, beim Experiment erst nach 650 s.

Infolge des relativ schlechten Wärmeübergangs im ersten Spalt folgt die Temperatur der letzten Schicht des Liners vor dem ersten Spalt („1.86 m, l“ in Abb. 4.9-20) ab Beginn der Temperatureskalation direkt der Temperatur des Hüllrohrs. Die erste Schicht der Isolierung hinter dem ersten Spalt zeigt ab dieser Zeit einen etwas steileren Tem-

peraturgradienten, liegt aber anders als bei der ersten Rechnung (Abb. 4.9-8) deutlich unterhalb der Linertemperatur („1.86 m, r“ in Abb. 4.9-20). Der Temperaturverlauf der Füllkörper in der gleichen Höhe von 1,86 m ist in Abb. 4.9-21 wiedergegeben. Während bei der ersten Nachrechnung die Temperatur nach Erreichen eines Maximalwertes nach ~900 s wieder abfällt (Abb. 4.9-9), wird bei der dritten Nachrechnung (Var. 2) ein stetiger Anstieg der Temperatur bis auf ~1100 K ausgewiesen. Der schlechte Wärmeübergang auch im zweiten Spalt zusammen mit dem sehr niedrigen Wärmeübergang an die Umgebung verhindert, dass eine ausreichende Wärmeabfuhr aufgrund der Kühlung von außen erfolgen kann.

Infolge der verhinderten Wärmeabfuhr an die Umgebung steigt die H_2-Erzeugung auf über 78 g (Abb. 4.9-22). Bereits ab ca. 530 s wird am Bündelaustritt kein Kühlmittel mehr ausgewiesen, es wurde bei der chemischen Reaktion verbraucht.

Umgelagertes Material sammelt sich im Wesentlichen zwischen 0,8 m und 1,6 m an. Wegen der sehr hohen Temperaturen wird bei der Rechnungsvariante 2 auch keramische Schmelze und Krustenbildung ausgewiesen, die beim Experiment nicht beobachtet wurde.

4.9.4 Zusammenfassende Diskussion

Das Testbündel im Experiment NRU FLHT-2 bestand aus zwölf „frischen“ Brennstäben, wobei die geometrischen Abmessungen der Brennstäbe, insbesondere die Länge, denen in realen Anlagen entsprachen. Der Test wurde bei einem sehr geringen Kühlmitteldurchsatz durchgeführt. Die Randbedingungen führten zum Ausdampfen des Kühlmittels, zur Überhitzung mit der Erzeugung von Wasserstoff bei der Zr / Dampf Reaktion, zu schwerer Kernzerstörung und der Umlagerung von Schmelze sowie zur Freisetzung und zum Transport von Spaltprodukten.

Oberhalb von ~2200 K sind die Messdaten der Temperaturverläufe der Hüllrohre nicht belastbar. Die Thermoelemente waren bei diesen Temperaturen geschmolzen bzw. mit der Schmelze umgelagert worden. Die gemessenen Temperaturen konnten daher nicht mehr einer bestimmten axialen Höhe zugeordnet werden oder zeigten nicht verwertbare Ergebnisse.

Die Hüllrohrtemperaturen wurden im unteren Bereich bis ~2 m über-, in den oberen Bereichen unterschätzt. Die Temperatureskalation erfolgte bei der ersten Nachrechnung deutlich zu spät, bei der dritten Nachrechnung (Var. 2) mit geänderten Wärmeüber-

gangskoeffizienten der Umfassung (Shroud) in etwa zur gleichen Zeit wie im Experiment.

Ein wesentliches Ergebnis des Experiments war, dass die Oxidationsfront beginnend bei ca. 2,53 m sich zunächst nach unten bis auf ~1,45 m bewegte und sich anschließend in die oberen Bereiche ausbreitete. Von der Rechnung konnte die Ausbreitung der Front zunächst nach unten und zu späteren Zeiten auch in die oberen Bereiche hinein gezeigt werden, wobei allerdings die Oxidation in einer Höhe von ~2,3 m begann.

Der Temperaturverlauf innerhalb der Bündelumfassung wird bei den drei Nachrechnungen nicht gut nachvollzogen. Während des Experiments wurde die Schmelztemperatur des Liners überschritten und der Liner stark zerstört. Dadurch drangen heiße Gase in den Bereich des Isoliermaterials ein und beeinflussten auch die Temperatur der Füllkörper. Infolge des Schmelzens von Teilen der Umfassung änderten sich während des Versuchs auch die physikalischen Eigenschaften der entsprechenden Materialien, wodurch der radiale Wärmeaustausch beeinflusst wurde. Da das Schmelzen von Materialien des als Struktur modellierten Shrouds nicht möglich ist, kann dieser Versuchsablauf mit ATHLET-CD nicht nachvollzogen werden. Die beiden Spalte innerhalb des aus drei Materialien aufgebauten Shrouds ändern sich mit der Temperatur, wobei es bis zum Verschwinden der Spalte und zur Berührung der Materialien kommen kann. Außerdem führt die Modellierung der oktogonalen Form mit Kanälen zur Durchführung der Messleitungen als zylindersymmetrische Struktur zu einer Unsicherheit bei der Berechnung des radialen Temperaturprofils.

Der Vergleich der experimentell ermittelten H_2-Erzeugung (48 g) mit dem analytischen Wert (51 g) der ersten Nachrechnung zeigt eine Abweichung von ~6 % auf. Der wesentliche Grund für die Differenz ist der von ATHLET-CD ermittelte unterschiedliche Ablauf des Aufheizens und Abschmelzens der Materialien in der Teststrecke. Die zweite Nachrechnung (Var. 1) mit geändertem Oxidationsmodell führt in diesem Fall zu keiner wesentlichen Verbesserung der analytischen Ergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten. In der dritten Nachrechnung (Var. 2) mit stark reduziertem Wärmeverlust an die Umgebung wird die H_2-Erzeugung sogar um ca. 62 % überschätzt.

Unterschiede beim Vergleich von Rechnung und Experiment ergeben sich dadurch, dass z. B. die Abstandhalter und der Liner im Modell nicht abschmelzen können, und auch eine Rückhaltefunktion der Abstandhalter für herabstürzendes Material nicht si-

muliert wird. Ferner kann die Bildung von Eutektika zwischen dem Inconel der Abstandhalter und den Hüllrohren, wie es beim Experiment in großem Maße auftrat, nicht erfasst werden. Ein weiteres Problem stellen die großen Unsicherheiten bei der Festlegung der Materialeigenschaften innerhalb des Shrouds nach dem Durchschmelzen des Liners und dem Eindringen von Schmelze sowie heißer Gase in den Isolierbereich dar.

Im Gegensatz zu der in /BES 03/ beschriebenen Nachrechnung des Experiments NRU FLHT-2 mit einer älteren Programmversion, konnten in den aktuellen Nachrechnungen die Brennstoffauflösung und die Schmelzeverlagerung problemlos simuliert werden.

4.10 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT2

Das Experiment PHEBUS FPT2 wurde im Oktober 2000 in der Phébus-FP Testanlage in Cadarache (Frankreich) durchgeführt. FPT2 war der vierte Test innerhalb dieser 'in-pile' Versuchsreihe. Die ersten beiden Versuche dieser Reihe (FPT0, FPT1) dienten bei ähnlichen Randbedingungen der Untersuchung der Bündelzerstörung und der Materialumlagerung mit der damit verbundenen Freisetzung von Spaltprodukten sowie dem Transport, der Ablagerung und der Rückhaltung im Primärkreislauf und im Containment. Diese beiden Versuche (FPT0, FPT1) wurden mit reichhaltigem Dampfangebot bei niedrigem Druck durchgeführt, wobei insbesondere das Verhalten der Spaltprodukte betrachtet wurde. Ein wichtiger Unterschied der beiden Experimente FPT0, FPT1 im Vergleich zum Experiment FPT2 besteht darin, dass die Phänomene im Experiment FPT2 bei einem geringen Dampfangebot untersucht wurden.

Das Experiment PHEBUS FPT2 war bereits für die Validierung der in Kap. 3 beschriebenen Module ECORE und FIPREM herangezogen worden /TRA 04, KLE 04a/. Bei der in /ERD 05d/ dokumentierten aktuellen Nachrechnung dieses Versuchs mit ATHLET-CD mod 2.0B kam auch eine neue Version des Moduls SOPHAEROS für den Transport und die Rückhaltung der Spaltprodukte und Aerosole zum Einsatz.

Die Strukturtemperatur hat auf den Transport und insbesondere die Ablagerung von Spaltprodukten einen großen Einfluss. Daher wurde bei dieser Nachrechnung auf die Erfassung der Temperaturen der Rohrleitungen im System besonderer Wert gelegt. Insgesamt wurde dieses Ziel gut erreicht. Im Allgemeinen liegen die Abweichungen der berechneten zu den gemessenen Temperaturen zwischen 3 – 5 %. Größere Unterschiede treten zum Teil im Bereich des Plenums, des heißen Strangs und des Dampferzeugers nach der Phase des Dampfmangels infolge der heftigen Zr- / Dampfreaktion

auf. Das Temperaturverhalten muss in diesen Bereichen allerdings vom Experimentator noch genauer untersucht werden.

Die Freisetzung von Spaltprodukten und Strukturmaterialien wird von ATHLET-CD durchweg überschätzt, wobei die experimentellen Vergleichswerte bisher nur als vorläufige Daten anzusehen sind. Die Abweichungen betragen bei Cs, I, Te, Ba und Zr zwischen 20 – 30 %, bei Mo ca. 40 %.

Mit dem Modul SOPHAEROS wird nicht nur das Ablagerungsverhalten von Elementen aus der Kernspaltung, sondern auch das der chemischen Reaktionsprodukte simuliert. Anhand von ausgewählten Spezies werden für beide Arten sowohl die integral im System an den Rohrwänden kondensierten als auch die lokal abgelagerten Massen gezeigt. Ein Vergleich mit dem Experiment ist wegen fehlender experimenteller Daten derzeit nicht möglich.

4.10.1 Nodalisierungsmodell der PHEBUS FPT Teststrecke

Die Nodalisation der Teststrecke ist in Abb. 4.10-1 dargestellt. Die für die Rechnung erforderlichen Komponenten der Teststrecke (Abb. 2.4-1) werden in ATHLET-CD durch mehrere Thermofluid-Objekte (TFO's) modelliert: der Hauptströmungskanal (BUNDLE) mit dem Testbündel, das Plenum (PLENUM), der heiße Strang (HOTPIP), der Dampferzeuger (STGEN), der kalte Strang (COLPIP) und das Containment (CONTAN).

Die modellierten Komponenten sind noch jeweils in einzelne Volumina oder Zonen unterteilt: Plenum (6 Zonen), HOTPIP (6 Zonen), STGEN (10 Zonen), COLPIP (5 Zonen), CONTAN (1 Zone).

Abb. 4.10-2 zeigt den Bereich des Testbündels mit der axialen Unterteilung in 26 Zonen, von denen 21 im Bereich des Brennstoffmaterials liegen, 3 unterhalb und 2 oberhalb davon.

Da beim Abschmelzen der Stäbe die Durchströmung des Bündels durch Materialumlagerungen blockiert werden kann, war es erforderlich, parallel zum Hauptströmungskanal (BUNDLE) einen BYPASS mit hohem Strömungswiderstand einzuführen, der durch horizontale Querkanäle (CROSSFLOW) mit dem BUNDLE verbunden ist. Bei einer Blockadebildung im Bündel wird dadurch erreicht, dass in diesem Bereich eine geringe Strömung über den BYPASS aufrechterhalten bleibt.

Die modellierten Komponenten sind die 8 inneren Brennstäbe mit dem zentralen Steuerstab (AgInCd) mit Führungsrohr (ROD1), die 12 äußeren Brennstäbe (ROD2), die Strukturen der unteren Bündelumfassung mit Isolierung zur Umgebung (BOTTOM), die Versteifungselemente bzw. Stiffener (BUNDLE-S01 bis -S21) und die Strukturen der eigentlichen Bündelumfassung bzw. des Shroud mit Isolierung zur Umgebung (BUNDLE-W01 bis –W23).

Die Bündelumfassung (BUNDLE-W01 bis –W23) wird entsprechend dem Versuchsaufbau mit drei unterschiedlichen Materialien modelliert, die wiederum in mehrere radiale Schichten unterteilt sind: der innere Ring aus ThO_2 in 5 Schichten, die Wärmeisolierung aus keramischem ZrO_2 in 9 und das Druckrohr aus Inconel mit der aufgedampften Schicht aus ZrO_2 als ein Material mit 2 Schichten. Zwischen den Materialien sind fertigungsbedingt gasgefüllte Spalte vorhanden. Der Wärmeübergangskoeffizient wird aus dem Wärmeübergang durch thermische Strahlung und Wärmeleitung mit temperaturabhängiger Spaltweite berechnet. Thermische Strahlung wird auch zwischen den Brennstäben und der Bündelumfassung sowie zwischen Stiffener und Bündelumfassung übertragen.

Die zwei Abstandhalter aus Zircaloy werden nur fluiddynamisch simuliert, indem der hydraulische Durchmesser in den entsprechenden Bereichen verkleinert wurde, wie die Einengungen in der Darstellung des Kanals BUNDLE zeigen. Dadurch werden der konvektive Wärmeübergang und der Strömungsdruckverlust erhöht.

4.10.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Eine detaillierte Darstellung des experimentellen Ablaufs von FPT2 sowie vorläufiger Ergebnisse sind in /RIT 02/ dokumentiert.

Um zusätzlich zu den bereits vorhandenen Spaltprodukten mit einer langen Zerfallszeit noch die Spaltprodukte mit einer kurzen Zerfallszeit zu erzeugen, wurden die Brennstäbe vor dem Versuch etwa eine Woche lang bestrahlt.

In die Teststrecke wurde Wasserdampf mit einer Einspeiserate von ~0,5 g/s und mit einer Borsäurekonzentration von ~1000 ppm eingeleitet. Dem System wurde vom Containment ein Druck von ~0,2 MPa aufgeprägt (Abb. 4.10-3).

Die Leistung wurde stufenweise erhöht (G2.1(33)/195) bzw. G2.2(36)/195) in Abb. 4.10-3 oben links). Dementsprechend lässt sich der Versuch in verschiedene Phasen unterteilen /RIT 02/, die nachfolgend kurz dargestellt werden.

Während der Kalibrierungsphase von t= 0 bis 7380 s wurden in den zwei Leistungsplateaus P1 und P2 die vorausgeplanten thermischen Versuchsbedingungen eingestellt und die Instrumentierung überprüft. Bereits in dieser Phase wurde das erste Auftreten von Wasserstoff gemessen und die Schmelztemperatur des Absorbermaterials (1073 K) erreicht, wobei aber noch keine Steuerstabschäden auftraten.

In der anschließenden Voroxidationsphase von Plateau P2 nach P3 (t= 7380 bis 8100 s) begann die Bündelaufheizung und die exotherme Zirkon/Dampf-Oxidation. Während des Leistungsplateaus P3 (t= 8100 – 8520 s) wurde vor der Temperatureskalation aufgrund der Oxidationsreaktion erneut die Instrumentierung und der Zustand der Anlage überprüft.

Der Leistungsanstieg von Plateau P3 nach P4 (t= 8520 bis 9660 s) führte zur Zerstörung des Absorberstabs und zur Temperatureskalation infolge der Hüllrohroxidation. Wegen der geringen Einspeiserate wurde während einer Periode von ca. 18 bis 19 min das gesamte Dampfangebot bei der Oxidation verbraucht. Kurz vor Ende dieser Phase des Dampfmangels infolge der heftigen Zr/Dampf-Reaktion wurde aufgrund der Schädigung der Brennstabhüllrohre durch Oxidation eine beträchtliche Freisetzung von Spaltprodukten detektiert.

Zu Beginn des Leistungsplateaus P4 (t= 9960 bis 13860 s) war der obere Bereich des Bündels noch nicht vollständig oxidiert. Während dieser Phase sollten die frischen Brennstäbe auf eine maximale Temperatur von ~2220 K gebracht werden. Dazu musste die Leistung in zwei Stufen angepasst werden.

Die Leistungssteigerung während der nachfolgenden Aufheizphase (t= 13860 bis 19740 s) hatte zum Ziel, die Schmelztemperatur des Brennstoffs zu erreichen und zu überschreiten. Es bildete sich ein keramischer Schmelzepool aus, und gleichzeitig wurde durch das Schmelzen der Brennstäbe erneut eine große Masse von Spaltprodukten, Brennstoff- und Strukturmaterialien freigesetzt.

Nach dem Abschalten der Leistung (t= 19740 s) folgte die Abkühlphase, und mit dem Abschalten der Kühlmitteleinspeisung wurde die Zerstörungsphase beendet.

Für die Simulation des Experiments FPT2 mit ATHLET-CD sind die Anfangs- und Randbedingungen entsprechend der experimentellen Daten vorzugeben. Vor Simulation der eigentlichen Transiente (Beginn bei t= 0 s) wurde eine Einschwingrechnung durchgeführt, um das modellierte System zu stabilisieren.

Die für eine Analyse erforderlichen wesentlichen physikalischen Randwerte sind:

- die in das Bündel eingebrachte Leistung,
- der in die Teststrecke eingebrachte Kühlmittelstrom,
- der Druck in der Teststrecke,
- die Eintrittstemperatur des Kühlmittels.

In den Diagrammen von Abb. 4.10-3 sind die in der ATHLET-CD Eingabe verwendeten Daten für die Bündelleistung, den Kühlmassenstrom, den Druck und die Temperatur des Kühlmittels dargestellt.

Das Verhältnis der Leistung des Treiberkerns zur Bündelleistung (Kopplungsfaktor) wird mit 195 angegeben. In das Diagramm (Abb. 4.10-3 links oben) ist die redundant gemessene Leistung des Treiberkerns G2.1 / 195 bzw. G2.2 / 195 eingetragen, die als Eingabewert für die Bündelleistung vorgegeben wird. Ferner ist noch die im Bündel erzeugte thermische Leistung (SQPOW) dargestellt. Diese stimmt mit der vorgegebenen Leistung überein, solange keine Verlagerung des Brennstoffs stattgefunden hat ($t < 16000$ s). Die Umlagerung von Brennstoffmaterial in tiefere Bereiche, in denen der Neutronenfluss niedriger ist, hat eine Verringerung der Bündelleistung zur Folge.

Der den experimentellen Daten entnommene Eingangsmassenstrom des Kühlmittels Dampf in das Testbündel (INFLOW in Abb. 4.10-3 rechts oben) wird entsprechend der Modellierung zwischen den beiden Kernkanälen BUNDLE und BYPASS aufgeteilt. Die Boreinspeisung wurde nicht extra modelliert. Stattdessen wurde als Randbedingung im System eine Borkonzentration von 1000 ppm vorgegeben. In das Diagramm ist zusätzlich noch der insgesamt aus dem Bündel austretende Massenstrom G(27) der ATHLET-CD Rechnung eingetragen. Ab ~9180 s beginnt die Phase der heftigen Zr-Oxidation. Die starke Strömungsabnahme resultiert aus der heftigen chemischen Zr-Reaktion, bei der wegen des geringen Kühlmittelstroms der Dampf nahezu vollständig verbraucht und H_2 erzeugt wird. Wenn das metallische Zr nahezu vollständig oxidiert ist, steigt der austretende Massenstrom wieder an.

Der beim Experiment herrschende Systemdruck wurde als Randbedingung im Containment-Objekt (CONTAN) mit 0,22 MPa vorgegeben. Die Darstellung (Abb. 4.10-3

links unten) enthält die Druckverläufe im Eintritts- (INPRES) und im Austrittsvolumen (PRESS(26)) des Bündels.

Die Temperatur des in die Teststrecke eingespeisten Kühlmittels wird entsprechend der Messung mit ~440 K (165 °C) vorgegeben (INTEMP in Abb. 4.10-3 rechts unten). In das Diagramm sind zum Vergleich noch gemessene Temperaturverläufe (TCW46 / TCW47) und der mit ATHLET-CD berechnete Temperaturverlauf (TFLUID(26)) am Bündelaustritt eingetragen. Die Rechnung stimmt mit dem gemessenen oberen Temperaturverlauf bis etwa zum Zeitpunkt der Umlagerung von Brennstoffmaterial ($t < 16000$ s) sehr gut überein. Während der Phase des Dampfmangels infolge der heftigen Zr/Dampf-Reaktion im Kern mit dem daraus resultierenden, sehr geringen Dampfmassenstrom am Kernaustritt ist ein Abfall im Temperaturverlauf festzustellen. Dies korrespondiert mit der relativ zum Dampf höheren Wärmeleitfähigkeit des H_2. Die exotherme chemische Reaktion kommt zum Stillstand, und es steht während dieser Zeit nur noch die vom Treiberkern zur Verfügung gestellte Energie zur Aufheizung des Bündels zur Verfügung. Zu späteren Zeiten hin wird die Temperatur am Bündelaustritt etwas überschätzt.

Oberhalb der Bündelregion waren Heizbleche in den Strömungskanal eingebaut, mit denen das ausströmende Gas und die Spaltprodukte auf eine Temperatur von ~973 K aufgeheizt werden konnte. Dieses wurde im ATHLET-CD Eingabedatensatz mit einer Wärmequelle in der entsprechenden Region berücksichtigt.

Das Plenum nach dem Kernaustritt wurde in der Datensammlung /CHR 04/ in verschiedene Gebiete „Area C bis G“ unterteilt. Diese Einteilung wurde im Eingabedatensatz beibehalten. Das Gebiet „Area C“ umfasst den unteren Teil des Plenums einschließlich der Verengung zum Gebiet „Area D“. In Abb. 4.10-1 sind dies die ersten beiden Zonen des Plenums. Dieser Bereich wurde in zwei Teilgebiete unterteilt, da im oberen Bereich die bereits erwähnten Heizbleche simuliert wurden. Die dritte Zone umfasst das Teilgebiet „Area D“ bis zur Verengung „Area E“, die als vierte Zone modelliert wurde. Die fünfte Zone bildet die vertikale Leitung „Area F“ ab, die sechste Zone entspricht der „Area G“, d. h. dem Bogen zum horizontalen Bereich des heißen Strangs.

Entlang der Rohrwand des Plenums waren teilweise Heizelemente angebracht (Ausnahme „Area C“), mit denen die Wandtemperatur auf ~973 K geregelt werden sollte. Im Eingabedatensatz für ATHLET-CD wird diese Rohrleitung als Struktur mit einer Wärmequelle in der inneren Materialzone berücksichtigt. Die Heizleistung wird über einen

Regler entsprechend der Temperaturabweichung gesteuert. Die Außentemperatur wurde entsprechend den Angaben in /CHR 04/ mit 440 K festgelegt.

Das sich anschließende horizontale Rohr, der heiße Strang (HOTPIP), ist als Struktur mit 3 Schichten modelliert. Auch bei dieser Leitung wird in der inneren Zone eine Wärmequelle vorgegeben, die sich jedoch auf die Temperatur der Heizelemente nicht auswirkt. Den Messwerten entsprechend wurde die Außentemperatur auf einen mittleren Wert von 945 K festgelegt. Die geplante Temperatur von 970 K wurde beim Experiment nicht erreicht.

Die Rohrleitungen des Dampferzeugers (1 Material mit 3 radiale Schichten) und des kalten Strangs (1 Material mit 1 radialen Schicht) bis hin zum Containment werden auf der Außenseite mit einer konstanten Temperatur von ~425 K belegt.

Die Materialdaten wurden den Angaben in /CHR 04/ entnommen.

Zur Berechnung der Freisetzung von Spaltprodukten stehen in ATHLET-CD z. Zt. acht verschiedene Modelle zur Verfügung. Für diese Nachrechnung wurde ein Modell ausgewählt, das bei Vorhandensein von bestrahlten Brennstäben von den Entwicklern empfohlen wird (Option NMODI=7, ORNL).

4.10.3 Ergebnisse der Nachrechnung

In Abb. 4.10-3 bis Abb. 4.10-22 werden die Ergebnisse der Rechnung (meist durchgezogene Linien) mit den experimentellen Daten (gestrichelte, punktierte Linien), sofern vorhanden, verglichen. In der Legende sind die experimentellen Daten entsprechend den Messstellenbezeichnungen gekennzeichnet.

Die Ergebnisse einer Versuchsnachrechnung zum Bündelverhalten ohne Verwendung des Moduls SOPHAEROS ist in /TRA 04/ zu finden. Ein wesentliches Ziel der aktuellen Nachrechnung war die Anwendung der neuen SOPHAEROS-Version zur Berechnung des Spaltprodukt- und Aerosolverhaltens im System. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle auf das Bündelverhalten nicht detailliert eingegangen. Zum besseren Verständnis werden aber einige ausgewählte Temperaturverläufe und Ergebnisse zur H_2-Erzeugung, Schmelzebildung, Umlagerung und zur Energiebilanz beschrieben.

Tab 4.10-1 enthält eine kurze Übersicht über den Störfallablauf bei Experiment und Rechnung.

- Temperaturverläufe, Wasserstofferzeugung, Schmelzebildung und Energiebilanz im Bündel

In Abb. 4.10-4 werden gemessene und berechnete Temperaturverläufe in den Höhen 300 mm (unterer Bündelbereich) und 600 mm (oberer Bündelbereich) gezeigt. Im oberen Bereich beginnen die Brennstäbe zu schmelzen. Die Schmelze sammelt sich im unteren Bereich des Bündels an. Dargestellt sind berechnete Temperaturverläufe des Führungsrohrs des Steuerstabs (CONTROD), der Hüllrohre der Stäbe (ROD1, ROD2) und Temperaturen in der Bündelumfassung (S_1/4, S_out). Zum Vergleich sind mit Ultraschall-Thermometern (TUS) und Thermoelementen (TCW) gemessene Temperaturen der Brennstäbe und Temperaturen in der Bündelumfassung (TCK, TCS) eingetragen. Im unteren Bündelbereich weist beim Temperaturanstieg die Rechnung gegenüber der Messung eine gute Übereinstimmung aus. Der steile Temperaturanstieg wird durch die Verlagerung von Schmelze, die zu einer verstärkten Oxidation führt, hervorgerufen. Bei der Rechnung wird das geschmolzene Absorbermaterial im Steuerstab umgelagert. Da kein Kontakt zu anderen Komponenten des Bündels stattfindet, ist im Gegensatz zum Experiment keine direkte Auswirkung auf das Steuerstabführungsrohr und damit auf die umgebenden Brennstäbe sowie auf die Bündelumfassung festzustellen. Beim Experiment trat nach dem Beginn der Bildung eines Schmelzepools noch ein zweiter, steiler Temperaturanstieg auf (ab ca. 18500 s), der von der Rechnung sehr gut nachvollzogen wird.

Etwa zu diesem Zeitpunkt wird von der Rechnung in der Höhe bei 600 mm (Abb. 4.10-4) im Gegensatz zu den experimentellen Daten (Temperaturspitzen sind wahrscheinlich Fehlsignale) ein Temperaturabfall ausgewiesen. Infolge der Umlagerung von Material in tiefere Bereiche wird in dieser Höhe weniger Energie erzeugt, wodurch diese Temperaturerniedrigung hervorgerufen wird. Dies zeigt sich insbesondere beim Temperaturverlauf in der Bündelumfassung.

Abb. 4.10-5 zeigt im oberen Teil die mit ATHLET-CD errechneten Wasserstoff- und Dampfmassenströme am Bündelaustritt (H2 tot rate und Steam/9) sowie den im Experiment an zwei verschiedenen Messstellen im Bereich G der kalten Leitung ermittelten Wasserstoffmassenstrom (SDHY700 bzw. SDHY701). Zur übersichtlicheren Darstellung ist in der Abbildung der Wert des Dampfmassenstroms entsprechend dem Molenverhältnis verringert. Während der Phase der heftigen Zr- / Dampfoxidation wird der einströmende Dampf nahezu vollständig verbraucht. Die Oxidation beginnt ungefähr in der Mitte des Bündels, wo die maximale Leistung auftritt. Der Beginn der Oxidation erfolgt bei der Rechnung nach ~7750 s, beim Experiment nach 8280 s. Die Oxidations-

front wandert zunächst durch Dampfmangel bedingt nach unten. Während dieser Zeit wird infolge des insgesamt geringen Dampfangebots (~50 mg/s) die Oxidation begrenzt, und durch den oberen Bündelbereich strömt fast nur Wasserstoff. Nachdem das Zirkonium im unteren Bereich nahezu vollständig oxidiert ist, gelangt wieder Dampf auch in die oberen, noch nicht oxidierten Bereiche des Bündels, in denen dann auch die Zr/Dampf-Reaktion erfolgt. Die Oxidationsphase ist sowohl bei der Rechnung als auch bei dem Experiment nach ~11500 s beendet.

In der unteren Hälfte von Abb. 4.10-5 werden die integral erzeugten H_2-Massen verglichen. „H2 tot“ stellt die insgesamt in der Rechnung erzeugte H_2-Masse dar, und „Bundle“ den Anteil, der bei der Oxidation der Hüllrohre und des Führungsrohrs im Bündel erzeugt wurde. Die Differenz der beiden Kurven entspricht der bei der Oxidation der Versteifungsbleche entstandenen H_2-Masse. Die in der Rechnung insgesamt erzeugte H_2-Masse von ~99,5 g (H2 tot) stimmt mit dem experimentellen Wert von ~94,5 g (SDHY702) bei einer Abweichung von ~5,3 % gut überein. Der ab ca. 11000 s sehr hohe Messwert der Vergleichsmessung SDHY703 scheint nicht realistisch zu sein. Die Messstellen SDHY702 und SDHY703 sollten aufgrund ihrer Lage im Containment eigentlich den gleichen Messwert aufweisen.

In Abb. 4.10-6 „unten“ ist die in der ATHLET-CD Rechnung ermittelte Bildung von Schmelze / Kruste für den Absorberstab dargestellt und „oben“ die Ausbildung von keramischer Schmelze bzw. Kruste für die Brennstäbe. Nach ~9435 s bildet sich die erste Schmelze des Absorberstabs, die aber bereits nach kurzer Zeit wieder erstarrt. Am Ende der Oxidationsphase (~11500 s) ist das bisher geschmolzene Absorbermaterial wieder vollständig erstarrt. Nach ~16000 s führt die Temperatur im Bündel zur Bildung von keramischer Schmelze. Ein Teil dieser Schmelze erstarrt recht schnell bei der Verlagerung in tiefere, kältere Bereiche. Die nicht erstarrte keramische Schmelze führt dann etwas später nach ~17000 s zum weiteren Aufschmelzen von Absorbermaterial. Das Diagramm zeigt, dass der Abschmelzvorgang nicht kontinuierlich sondern in einzelnen Intervallen abläuft.

Die Umlagerung von Material aus höheren in tiefere Bereiche hat zur Folge, dass der Strömungsquerschnitt vergrößert bzw. verkleinert wird. Zur Veranschaulichung dieser Vorgänge kann die von ATHLET-CD errechnete Porosität dienen. Sie gibt das Verhältnis von Fluid- zu Gesamtvolumen der betrachteten Zone an. In Abb. 4.10-7 ist diese Größe für verschiedene Höhen dargestellt. Zu Anfang beträgt das Verhältnis ~0,6. Bereits vor Beginn des Schmelzens zeigt sich eine Verringerung des Fluidvolumens im mittleren Bereich (~0,5 m) des Bündels. Diese ist darauf zurückzuführen, dass auf

Grund der steigenden Temperaturen der Innendruck zunimmt und das Hüllrohr aufbläht. Zusätzlich bildet sich eine Oxidschicht auf den Hüllrohren. Dadurch sinkt die Porosität auf unter 0,3. Mit Beginn der starken Oxidation kommt es zu ersten Umlagerungen von Material aus höheren in tiefere Zonen, wodurch das freie Fluidvolumen in den oberen Bereichen vergrößert wird. Während der Schmelzphase der Brennstäbe sinkt die Porosität im Bereich um 0,2 m unter 0,1. Der Einfluss der Porosität auf die Strömung wird ATHLET-CD berücksichtigt. Bei einer Porosität >0,3 wird die Strömung nicht beeinflusst, bei einer von <0,1 wird das Einfließen von Schmelze in diese Zone verhindert, es tritt eine Blockade auf. Das Diagramm zeigt an, dass in der Rechnung im Bereich um 0,2 m eine solche Blockade aufgetreten ist.

In Abb. 4.10-8 ist die von ATHLET-CD berechnete Leistungsbilanz des Bündels dargestellt. Während der chemischen Reaktion „$2H_2O+Zr \rightarrow 2H_2 + ZrO_2$“ wird Energie freigesetzt, die zusätzlich zu der im Bündel erzeugten Energie dem System zugeführt wird (oxidation). Im Zeitbereich von ca. 9000 bis 11000 s wird bei dieser Störfallrechnung ein Anteil von fast 50 % der Bündelleistung erreicht. Bei anderen Störfällen kann die Oxidationsleistung die Bündelleistung deutlich übersteigen. Als Folge der Energiezufuhr durch die heftige Oxidationsreaktion steigt die Abgabe von Energie an das Kühlmittel (to fluid) und bei höheren Temperaturen auch die Energieabgabe als Strahlung an die Strukturen (to structures), über die der weitaus größte Anteil der thermischen Leistung an die umgebenden Strukturen abgegeben wird. Zu dieser Zeit wird den Brennstäben Energie zugeführt (stored, rod), die die in den Brennstäben gespeicherte Energie deutlich erhöht. Eine geringe Zunahme dieser Energiezufuhr ist nur noch mit Beginn der Bildung von Schmelze oder Kruste festzustellen. Die Energiezufuhr zur Schmelze bzw. Kruste (stored, melt / crust) ist vergleichsweise sehr gering. Der Fehler in der Leistungsbilanz (balance of error) der ATHLET-CD Rechnung ist vernachlässigbar.

- Temperaturverläufe in den Leitungen zum Containment

Für die Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen sind die Temperaturen der Strömung und der Strukturen im Kühlkreislauf von Bedeutung. Daher wurde bei dieser Nachrechnung auf die Simulation der Temperaturen der Rohrleitungen im System besonderer Wert gelegt. Insgesamt wurde dieses Ziel gut erreicht. Im Allgemeinen liegen die Abweichungen der berechneten zu den gemessenen Temperaturen zwischen 3 – 5 %. Größere Unterschiede treten zum Teil im Bereich des Plenums und des Dampferzeugers nach der Phase des Dampfmangels auf. Speziell das Temperaturverhalten im Dampferzeuger muss vom Experimentator noch genauer untersucht werden.

In den nachfolgend diskutierten Darstellungen sind außer der Messstellenbezeichnung eine Ortsangabe und die gemessene Größe (f: fluid, w: wall) angegeben. Die Längenangaben bei den Messdaten (TCWi, TCKi, TETHi) beziehen sich auf die Unterkante des Brennstoffmaterials der Brennstäbe (Beginn der aktiven Kernlänge).

Abb. 4.10-9 zeigt errechnete und gemessene Temperaturverläufe des Dampf- / Gasgemischs und der Bündelumfassung am Austritt des Bündels (TFLUID(i), BUNDLE-Wi(TT/1) sowie die Strömungs- und Wandtemperaturen im Plenum (PL-FLUID(i), PL-Wn(TT/1)).

Die errechnete Fluidtemperatur (TFLUID(24)) in der obersten aktiven Bündelzone stimmt mit der dort in einer Höhe von 1077 mm gemessenen Temperatur (TCW46.c) sehr gut überein. Die zweite Messung (TCW47.c) weist ab ~11000 s niedrigere Temperaturen aus. Die Temperaturen steigen mit der Leistungszunahme stetig an, bis etwa mit Beginn der Oxidationsphase (~9180 s) ein Temperaturabfall in der obersten aktiven Bündelzone durch die Beendigung der dortigen exothermen Zr-Oxidation auftritt, was wiederum auf den Dampfmangel zurückzuführen ist, der durch die Zr-Oxidation im Bündelbereich darunter bewirkt wird. Dieser Temperatureinbruch bei etwa 10000 s im obersten Büdelbereich hat einen großen Einfluss auf die Ablagerung von Spaltprodukten. Nach der Phase des Dampfmangels steigt die Temperatur mit der zunehmenden Dampfströmung wieder an (zunehmender Energietransport von unten nach oben, erneute Zr-Oxidation im obersten Bereich). Etwas später erfolgt auch eine Leistungserhöhung des Treiberkerns.

Zusätzlich ist in das Diagramm auch noch die gerechnete Wandtemperatur (BUNDLE-W22(TT/1)) eingetragen, die anfangs deutlich unterhalb, nach Ende der starken Oxidationsphase zwischen den beiden gemessenen Fluidtemperaturen verläuft.

Die bei den Wandtemperaturmessungen auftretenden Temperaturabfälle während der Phase des Dampfmangels sind in der Rechnung (PL-Wi/TT/1) nicht so ausgeprägt. Die Fluidtemperatur (PL-TFLUID) verläuft ähnlich wie die Temperatur am Bündelaustritt. Nach einem stetigen Anstieg bis zum Beginn der Zr/Dampf-Reaktion fällt die Temperatur ab und steigt nach der Phase des Dampfmangels relativ steil wieder an. Dabei fällt der erneute Temperaturanstieg von unten („C“) nach oben hin („F“) geringer aus. Im Bereich „F“ nach dem beheizten Abschnitt des Plenums ist der Temperaturabfall während der Phase des Dampfmangels (reduzierter Wärmetransport) bei Experiment und Rechnung aufgrund der lokalen Heizung nicht mehr deutlich ausgeprägt.

Die Abbildungen Abb. 4.10-10 und -11 zeigen die Verhältnisse im heißen Strang. Die Zahlenangaben „x“ bei den Messstellen geben die Entfernung vom Plenum, vom Ventil „VAPF 501“ bzw. nach der Krümmung zum Einlass in den Dampferzeuger (bend # 10) an /CHR 04/.

Bei der Rechnung wird die Wandtemperatur entsprechend den Angaben in /RIT 02/ im gesamten heißen Strang konstant auf ~945 K gehalten. Die gemessenen Daten zeigen, dass diese beabsichtigte Zielvorgabe beim Experiment nicht eingehalten werden konnte. Die teilweise erheblichen Abweichungen traten bereits vor der Phase des Dampfmangels auf, was darauf hinweist, dass die thermische Regelung teilweise defekt war. Einige Thermoelemente wiesen stark gestörte Signale auf, weshalb auch diese Messungen in Frage gestellt werden müssen. Insgesamt ergab die Auswertung der Messdaten durch den Experimentator, dass weitere Untersuchungen zu den Temperaturmessungen in dieser Leitung erforderlich sind /RIT 02/.

Wie Abb. 4.10-10 zeigt, sind die gerechneten Strömungstemperaturen nur im ersten Teilbereich des heißen Strangs von der Wandtemperatur unterschiedlich. (ca. 2,15 m vor Punkt „C“ in Abb. 2.4-1). Sie verlaufen während der gesamten Versuchsdauer abgesehen von der Oxidationsphase relativ konstant. Während der Oxidationsphase wird der Temperatureinbruch von der Rechnung ebenso wie von den experimentellen Daten ausgewiesen, wobei beim Experiment auch die Wandtemperaturen diesen Temperaturabfall zeigen. Ein wesentlicher Unterschied zwischen Rechnung und Experiment besteht darin, dass insbesondere im Anfangsbereich des heißen Strangs (x= 129, x=279) beim Experiment die Wandtemperaturen über den Strömungstemperaturen liegen, bei der Rechnung aber darunter.

Beim Experiment beginnt am Anfang der Leitung (x= 129, x= 279) der Temperaturabfall bereits deutlich vor der Phase des Dampfmangels. Das deutet darauf hin, dass die Temperaturregelung in diesem Bereich nicht korrekt erfolgte /RIT 02/. Ferner zeigten einige Thermoelemente größere Störsignale, sodass auch diese Messungen in Frage zu stellen sind. Die Thermoelemente TEPF808 f und -809 w (x= 279), die im selben Messquerschnitt der Leitung angebracht waren, zeigen eine unerwartet große Temperaturdifferenz von ~20 K zwischen der Strömung und der Wand. In /RIT 02/ wird darauf hingewiesen, dass u. a. diese Probleme noch näher untersucht werden müssen. Während der Phase des Dampfmangels wird ein Temperaturabfall von ~50 K festgestellt (x= 129), der mit weiterer Entfernung vom Anfang der Leitung abnimmt (x=239/279, x= 579, x= 2079, 2579, 2599).

Zum Ende des heißen Strangs hin (Abb. 4.10-11) gleichen sich Wand- und Strömungstemperaturen einander an. Die gerechneten Temperaturen verlaufen im horizontalen Bereich dabei bis zu 30 K unterhalb der gemessenen Werte (x= 5143, 5223). In dem vertikalen Rohrstück vor dem Dampferzeugereintritt (x= 638) sind die gerechneten Temperaturen etwa um den gleichen Betrag höher als die gemessene Strömungstemperatur.

In den Diagrammen der Abb. 4.10-12 sind die Temperaturverläufe im Dampferzeuger dargestellt. Der Rohrstrang des Dampferzeugers wurde im Eingabedatensatz der Rechnung in insgesamt 10 Zonen unterteilt (Abb. 4.10-1). Davon sind der heißen Seite des U-Rohrstrangs die Zonen 1 bis 6, dem Bogen Zone 7 und der kalten Seite die Zonen 8 bis 10 zugeordnet. Zum Vergleich der gerechneten Temperaturverläufe in den Zonen 1, 2, 4 bzw. 9, 10 mit dem Experiment stehen Messwerte auf der heißen bzw. der kalten Seite zur Verfügung. Die Ortsangaben nach den Messstellenbezeichnungen geben die Höhen in mm von der Einlasshöhe auf der heißen Seite bzw. von der Auslasshöhe auf der kalten Seite des Dampferzeugers an.

Während der von der Zr-Oxidation verursachten Dampfmangelphase zeigen Mess- und Rechenwerte einen deutlichen Temperaturabfall. Dabei erfolgt bei der Messung der Fluidtemperaturabfall am Eintritt des Dampferzeugers in zwei Stufen (TEPF713 bis TEPF715). Zunächst verläuft die Fluidtemperatur auf dem Niveau von ~870 K und nach der Phase des Dampfmangels auf ~670 - 720 K. Im oberen Bereich der heißen Seite des U-Rohrstrangs (z= 1500 – 3000) steigt die Temperatur nach dieser Phase auf ~425 – 470 K an. Damit ist der gemessene Temperaturanstieg unerwartet niedrig. Auch dieses Problem muss vom Experimentator noch näher untersucht werden /RIT 02/. ATHLET-CD weist für alle Zonen des Dampferzeugers nach dem Temperaturabfall einen Anstieg auf nahezu dasselbe Temperaturniveau wie vor der Dampfmangelphase auf.

Bis auf die kalte Seite (SG Cold Leg) stimmen die gemessenen und errechneten Wandtemperaturen des U-Rohrstrangs sehr gut überein.

Der Vollständigkeit halber sind in Abb. 4.10-13 noch die Temperaturverhältnisse im kalten Strang vom Dampferzeuger bis zum Containment dargestellt. Der Temperaturabfall während der Dampfmangelphase ist bei der Rechnung nur noch schwach ausgeprägt. Nicht geklärt ist der während der Kalibrierungsphase von der Messung ausgewiesene Temperatureinbruch, der mit der Entfernung vom Anfang der Leitung zeitlich immer

später erfolgt. Da dieses Phänomen entlang der Leitung verläuft, scheint eine Fehlmessung unwahrscheinlich zu sein.

- Freisetzung von Spaltprodukten

Bei dieser Nachrechnung wurden folgende Elemente als Inventar im Bündel berücksichtigt: Xe, Kr, I, Cs, Mo, Ru, Sb, Te, Sr, Ba, U. Ferner wurden noch Zr und Sn als Strukturmaterial sowie die Absorbermaterialien Ag, Cd und In für die Berechnung der Freisetzung in das ATHLET-CD Modul FIPREM aufgenommen. In den Diagrammen in Abb. 4.10-14 bis Abb. 4.10-17 sind für alle aufgeführten Elemente sowohl die Freisetzungsraten (in mg/s) als auch die integral freigesetzten Massen (in %) jeweils bezogen auf das Anfangsinventar in den Brennstäben sowie des Absorber- und Strukturmaterials dargestellt. Bei Zr wird der Kurvenverlauf auf die Zr-Anfangsmasse im Bündel (Brennstabhüllrohre, Führungsrohr des Absorberstabs) bezogen. Die Freisetzungsraten wurden jeweils mit Faktoren multipliziert, um dieselben Ordinaten für die prozentualen Anteile und die Raten in mg/s verwenden zu können.

Die bei Experiment und Rechnung bis zum Ende des Störfalls freigesetzten Massenanteile aus den Brennelementen sind in Tab. 4.10-2 aufgelistet. Die experimentellen Werte wurden /RIT 02, Table 5.2-2/ entnommen, wobei aber auf eine Unterscheidung zwischen den Isotopen der Elemente verzichtet wurde, weil eine solche Unterscheidung in ATHLET-CD nicht möglich ist.

Die in Tab. 4.10-2 angegebenen Zahlenwerte aus dem Experiment wurden als Grenzwerte in die entsprechenden Diagramme (Abb.4.10-14 bis Abb. 4.10-17) mit eingetragen. Es zeigt sich, dass teilweise recht große Unterschiede zwischen dem Experiment und der Rechnung (z. B. Ba, Mo) bestehen.

Zur Freisetzung der übrigen in ATHLET-CD berücksichtigten Elemente aus den Brennstäben und dem Absorber (Tab. 4.10-3) gibt es im vorläufigen Auswertungsbericht /RIT 02/ keine Angaben.

Das Versagen eines Brennstabs wird von ATHLET-CD nach ~7980 s in einer Höhe von 580 mm festgestellt. Zu diesem Zeitpunkt beginnt auch die Freisetzung von Edelgasen (Xe, Kr) sowie von I und Cs. Beim Experiment wurde dagegen das Versagen eines Hüllrohrs bereits 2340 s früher nach 5640 s detektiert, und erst nach 5850 s wurde in der Containmentatmosphäre Xe gemessen. Das Versagen des Absorberstabs wird mit ATHLET-CD nach 9435 s errechnet, wobei zeitgleich die Freisetzung des Absorbermaterials Ag, In, Cd (Abb. 4.10-17) stattfindet. Im Experiment versagte der Absor-

berstab nach 8760 s (675 s früher), eine plötzliche Freisetzung (burst release) von Cd wurde im Containment nach 8950 s festgestellt. Eine solche Freisetzungsspitze wird auch von ATHLET-CD für die Absorbermaterialien ausgewiesen.

Die Phase des Dampfmangels beginnt bei der Rechnung nach ca. 9455 s. Etwa zum gleichen Zeitpunkt erfolgt die Freisetzung von Mo, Ru, Sb, Te, Ba und Zr und etwas später nach ~9730 s die Freisetzung von U und Zr.

Außer bei den Edelgasen Xe, Kr und den leichtflüchtigen Elementen I, Cs, bei denen eine erste Spitze bereits mit Beginn des Hüllrohrversagens auftritt, ist bei den anderen Elementen ein erstes Maximum erst mit der Freisetzung während der Phase des Dampfmangels um 10000 s festzustellen. Während bei den leichtflüchtigen Elementen danach die Freisetzungsrate stetig abnimmt (Abb. 4.10-14), weisen die übrigen Elemente ein mehr oder weniger deutliches Maximum im Bereich um ~16000 s auf (Abb.4.10-14 bis Abb. 4.10-17). Aufgrund der Verlagerung von bisher noch nicht oxidiertem Material aus oberen Bereichen wird eine erhöhte Oxidation hervorgerufen, die zu einem Anstieg der H_2-Erzeugung (Abb. 4.10-5) und zur weiteren Temperaturerhöhung aufgrund der exothermen Reaktion führt. Mit dieser Temperaturerhöhung beginnt die Ausbildung von keramischer Schmelze (Abb. 4.10-6). Die vorher in den Brennstoffgittern festgehaltenen Edelgase und Spaltprodukte werden nun freigesetzt und führen zu dem oben genannten Maximum bei ~16000 s.

- Transport und Ablagerung von Spaltprodukten

Der Transport und die Ablagerung der Spaltprodukte werden in ATHLET-CD mit dem Modul SOPHAEROS berechnet. In diesem Modul werden auch mögliche Verbindungen entsprechend der vorgegebenen, freigesetzten Elemente berücksichtigt. In Tab. 4.10-4 sind alle bei dieser Rechnung berücksichtigten Elemente aus FIPREM (1. Spalte) und ihre Reaktionsprodukte zusammengefasst.

In allen modellierten Zonen der TFO's BUNDLE (23, die unteren 3 Stopfenzonen werden nicht berücksichtigt), PLENUM (6), HOTPIP (6), STGEN (10) und COLPIP (5) werden für alle oben aufgeführten Spezies die in den Zonenvolumina vorhandenen Massen berechnet. Dabei werden bezüglich der Spaltprodukte folgende Unterscheidungen getroffen:

- frei schwebend, gasförmig,
- an schwebenden Partikeln haftend,
- kondensiert an Strukturen,

- abgelagert mit Partikeln,
- absorbiert an Strukturen.

Ferner werden die Teilchendichten und die Aerosolkonzentrationen sowie die mittleren Durchmesser (Massen-, Teilchen- mit Standardabweichung) berechnet. Für die Aerosole wird noch die Art der Ablagerung - Gravitation, laminare / turbulente Diffusion, Wirbel- oder Krümmungsaufprall (eddy, bend impact), Thermophorese sowie Diffusiophorese - angegeben.

Die ATHLET-CD Rechnung mit dem Modul SOPHAEROS brach mit beginnender Blockade im Bündel wegen Konvergenzproblemen ab (nach ~17250 s). Dies wird von den Entwicklern noch näher untersucht.

Aus der Vielzahl der bei dieser Rechnung vorgegebenen Elemente und der von SOPHAEROS daraus zur Verfügung gestellten Verbindungen wurden für die nachfolgende Diskussion nur einige exemplarisch ausgewählt.

In Abb. 4.10-18 sind die integralen Ablagerungen im gesamten System einiger der in FIPREM vorgegebenen Elemente, bezogen auf die Anfangsmasse dargestellt. Die relativen Massen von In, Sn und U sind dabei zur besseren Darstellung um den Faktor 10, Mo um den Faktor 100 vergrößert. Das Diagramm zeigt die Ablagerungen infolge direkter Kondensation an den Rohrwänden im System. Die Ablagerungen der Elemente nehmen mit der Freisetzung ständig zu. Eine Ausnahme hiervon ist bei Cs festzustellen. Etwa nach Beendigung der Oxidation nimmt die Masse der Ablagerung infolge thermischer Resuspension wieder ab. (Zum Zeitpunkt des Abbruchs der Rechnung nehmen die abgelagerten Massen von In und Sn unrealistisch hohe Werte an.)

Als Beispiel für integrale Ablagerungen durch direkte Kondensation an den Wänden (wall) bzw. durch Ablagerung als Aerosole (aero) sind in Abb. 4.10-19 die Ergebnisse von einigen Jodverbindungen (AgI, CsI, Cs_2I_2, BaI_2) dargestellt. Die Ablagerung durch direkte Kondensation an der Wand überwiegt bei den betrachten Jodverbindungen bis auf CsI deutlich die Ablagerung von Aerosolen, die aus reinen Kondensattröpfchen oder an festen Aerosolen kondensierten Dämpfen bestehen können. Bei CsI sind beide Ablagerungen von gleicher Größenordnung. Die Ablagerungen von AgI sind in beiden Fällen (wall, aero) wesentlich größer als die der anderen Verbindungen. Die Kondensation von AgI nimmt während des gesamten Zeitbereichs ständig zu, während die von CsI und CsI_2 ab ca. 12000 s nahezu konstant verläuft. Die Ablagerung von BaI_2 er-

reicht erst zu einem späteren Zeitpunkt einen Maximalwert. Danach nimmt die kondensierte Masse infolge von thermischer Resuspension wieder ab.

In den Diagrammen der Abb. 4.10-20 sind die durch Kondensation an den Wänden verursachten lokalen Ablagerungen der Jod-Verbindung CsI dargestellt. Es ist zu beachten, dass dieses als Beispiel ausgewählte Ergebnis nicht auf andere Verbindungen zu übertragen ist. Im Plenum kondensiert CsI nur in der ersten, zweiten und vierten Zone. Die Wände der ersten beiden Zonen waren nicht beheizt. Ebenso war bei der Verengung (vierte Zone des Plenums) keine Heizung von außen vorgesehen. In den übrigen Bereichen des Plenums erfolgte keine Kondensation. Nach Beendigung der Oxidationsphase nimmt die Ablagerung noch einmal kurzfristig bis zum Erlangen eines Endwertes zu. Im anschließenden heißen Strang (HOTPIP) wird wie in den oberen Bereichen des Plenums keine Kondensation von CsI berechnet. Im Dampferzeuger (STGEN) erfolgt wieder eine Kondensation, wobei die Ablagerungen vom Eintritt in den Dampferzeuger bis zum Austritt stetig abnehmen. Im kalten Strang (COLPIP) kondensiert nur noch eine sehr geringe Menge des CsI. Im Dampferzeuger und im kalten Strang erfolgt bereits zu Beginn der heftigen Oxidationsphase und dem daraus resultierenden Dampfmangel die Kondensation von CsI an den Wänden. Danach endet dort die Ablagerung dieser Jod-Verbindung.

Als ein weiteres Beispiel für die lokale Ablagerung auf Grund von Kondensation ist in den Diagrammen der Abb. 4.10-21 das Element Ba dargestellt. Ba kondensiert an allen Wandelementen im System außer im Bogenbereich des Plenums zum horizontalen heißen Strang (PLEN6). Im Gegensatz zu CsI (Abb. 4.10-20) kondensiert Ba auch im heißen Strang. Die Ablagerung nimmt im Plenum, im heißen Strang und auf der heißen Seite im Dampferzeuger bis zur vierten Zone, das ist etwa bis zur Mitte, im betrachteten Zeitraum ständig zu, während die Ablagerung von CsI nach Erreichen eines maximalen Wertes konstant bleibt (Abb. 4.10-20).

Bei der Diskussion der integralen Ablagerung von Jod-Verbindungen (Abb. 4.10-18) wurde bei BaI_2 darauf hingewiesen, dass eine merkliche Ablagerung recht spät erfolgt und nach dem Erreichen eines maximalen Wertes wieder eine starke Verdampfung festzustellen ist. Ergänzend dazu sind in Abb. 4.10-22 Diagramme der lokalen Kondensationsmassen von BaI_2 dargestellt. Bereits vor Beginn der heftigen Oxidationsphase beginnt die Kondensation von BaI_2 im Plenum, im heißen Strang und in den ersten beiden Zonen des Dampferzeugers. Ein großer Teil dieser Kondensationsmasse verdampft jedoch noch während der Oxidationsphase. Erst zu einer späteren Zeit

erfolgt im Plenum und im heißen Strang eine erneute starke Kondensation. Speziell in der heißen Leitung zum Dampferzeuger beginnt eine erneute Verdampfungsphase.

Derzeit liegen keine experimentellen Daten für einen Vergleich vor. Insgesamt zeigen aber die Ergebnisse ein Verhalten, das eine realistische Simulation der Ablagerung widerspiegelt, wie z. B. an Hand der lokalen Ablagerung von CsI (Abb. 4.10-20) zu erkennen ist. Ferner zeigen die Rückhaltefaktoren der berücksichtigten Elemente /TRA 05c/, definiert als das Verhältnis der abgelagerten Massen im System zur jeweils freigesetzten Masse, dass der Transport und das Ablagerungsverhalten mit SOPHAEROS plausibel beschrieben wird.

Abschließend sei noch angemerkt, dass das Modul SOPHAEROS z. Zt. noch nicht vollständig in das Programm ATHLET-CD eingebunden ist, d. h. die von ATHLET-CD berechneten atmosphärischen Bedingungen im System werden nicht vollständig an das Modul SOPHAEROS übergeben, wodurch nicht alle bereits möglichen chemischen Verbindungen entstehen können.

4.10.4 Zusammenfassende Diskussion

Ein wichtiger Punkt dieser Nachrechnung des Experiments FPT2 war die Überprüfung der neuen Version des Moduls SOPHAEROS, mit dem in ATHLET-CD der Transport und die Ablagerung von Spaltprodukten und von deren chemischen Verbindungen simuliert werden kann.

Speziell für die Ablagerungen sind die Wandtemperaturen von Bedeutung. Daher wurde zunächst versucht, diese im Vergleich zu den experimentellen Daten so genau wie möglich nachzuvollziehen. Im Allgemeinen liegen die Abweichungen der berechneten zu den gemessenen Temperaturen zwischen 3 – 5 %. Insbesondere wird der Temperaturabfall während der Phase des Dampfmangels, in der der Dampf bei der exothermen Oxidationsreaktion des Zirkons nahezu vollständig verbraucht wird und damit für den Energietransport nicht mehr zur Verfügung steht, von der Rechnung gut nachvollzogen.

Größere Unterschiede treten zum Teil im Bereich des Plenums und des Dampferzeugers nach der Phase des Dampfmangels auf. Ein Problem hierbei ergab sich u. a dadurch, dass die vom Experimentator vorgesehene Aufheizung der Wände des Plenums und des heißen Strangs nicht so wie geplant durchgeführt worden war. Außerdem zeigen die Temperaturmessungen im Dampferzeuger hinsichtlich des unerwartet niedri-

gen Temperaturanstiegs nach der Dampfmangelphase ein unerwartetes Ergebnis, das vom Experimentator noch näher untersucht werden muss.

In der kalten Leitung vom Dampferzeuger zum Containment tritt im Experiment während der Kalibrierungsphase ein noch nicht geklärter Temperatureinbruch auf, der in der Rechnung nicht zu sehen ist.

Die Freisetzung von Spaltprodukten und Strukturmaterialien am Ende des Tests wird von ATHLET-CD im Vergleich mit den z. Zt. vorhandenen experimentellen Daten deutlich um etwa 30 % überschätzt. Zeitgleich mit dem Versagen des Absorberstabs wird bei der Rechnung eine spontane Freisetzung der Absorbermaterialien Ag, In, Cd ausgewiesen. Im Experiment kann eine plötzliche Freisetzung (burst release) erst mit einer gewissen Verzögerung von ca. 200 s im Containment nachgewiesen werden.

Die Simulation des Transport- und Ablagerungsverhaltens mit der neuen Version von SOPHAEROS wurde anhand von Beispielen gezeigt. Ausgewählt wurden dazu Grundelemente und auch einige chemische Verbindungen, deren Verhalten bisher nicht simuliert werden konnte. Ein Vergleich mit dem Experiment war hierzu wegen fehlender experimenteller Daten nicht möglich. Die Auswertung der analytischen Ergebnisse ergibt aber, dass das Transport- und Ablagerungsverhalten plausibel wiedergegeben wird. Es konnte gezeigt werden, dass sich das Ablagerungsverhalten verschiedener Elemente voneinander unterscheidet. Dieses Ergebnis trifft auch für die ausgewählten chemischen Verbindungen zu.

4.11 Nachrechnung der Halden-Experimente IFA659 Test 2 und 3

Aufgrund der Änderungen bei den in den Reaktoren verwendeten Hüllrohrmaterialien, der Brennstoffzusammensetzung (Mixed oxide MOX) sowie höher Brennstoffanreicherung und höherem Abbrand (High Burn-up HBU) ergibt sich die Notwendigkeit die bestehenden Sicherheitskriterien anhand von neuen Versuchsprogrammen zu überprüfen und Erkenntnisse über Veränderungen der mechanischen Eigenschaften von Hüllrohren von Brennstäben mit hohem Abbrand zu gewinnen. Eine dieser Versuchsserien wird im Rahmen des OECD Halden Reactor Project /LES 03/ durchgeführt. Diese Experimente sind integrale (in-pile) Einzelstabversuche unter LOCA-Bedingungen mit Brennstäben aus kommerziellen Reaktoren mit hohem und mittlerem Abbrand.

Bei den durchgeführten Nachrechnungen der Einzeleffektexperimente IFA650.2 und IFA650.3 des „Halden LOCA-projekt“ wurde das Brennstabmodell überprüft, das die

Rückwirkung der Hüllrohrverformung auf den Wärmeübergang zwischen Brennstab und Hüllrohr berücksichtigt. Die Rechnung zum Experiment IFA650.3 ist einer der GRS-Beiträge für das „OECD LOCA Benchmark“.

Die Nachrechnungsergebnisse zeigen, dass das Hüllrohrverhalten in guter Übereinstimmung mit den bisher bekannten Versuchsergebnissen berechnet werden kann. Die Abweichungen der Versagenszeitpunkte von 7 s und 8 s sind relativ gering. Die dabei berechneten Hüllrohrtemperaturen stimmen mit einer Abweichung von 4 K und 1 K mit den Messwerten sehr gut überein. Der Brennstabinnendruck wird dagegen kurz vor dem Bersten überschätzt. Die Ergebnisse zeigen auch, dass ein dringender Bedarf besteht, das ATHLET-CD Brennstabmodell für neue Hüllrohrmaterialien und höheren Abbrand oder geänderte Brennstoffzusammensetzung und für die Simulation großräumiger Bereiche mit hoher Hüllrohrdehnung und Rückkopplung zwischen den Modellen zum Brennstabverhalten und zur Thermo-Fluiddynamik in der Brennstabumgebung zu ertüchtigen.

4.11.1 Versuchsablauf der LOCA-Experimente 2 und 3

Wesentliche Versuchsdaten sind in Tab. 4.11-1 zusammengefasst und in den Abbildungen (Abb. 4.11-5 bis Abb. 4.11-34) mit den Ergebnissen der Versuchsnachrechnungen aufgezeichnet.

Während der Bestrahlungsphase, die je nach Versuch unterschiedlich lang ist, wird die Versuchskapsel bei hoher Reaktorleistung durch Zwangsumlauf (Pumpe PA 6300, Abb. 2.6-5) gekühlt (Ventile VA 6304 und VA 6305 sind offen). Kurz vor der Druckabsenkung (Blowdown-Phase) wird die Reaktorleistung gedrosselt, die Schutzheizung (HEATER, Abb. 2.6-3) eingeschaltet und der Zwangsumlauf unterbrochen (Ventil VA 6304 schließen, Ventil VA 6303 öffnen). In der Versuchskapsel stellt sich Naturumlauf ein, aufsteigende Strömung im inneren Ring zwischen Brennstab und Schutzheizung, nach unten gerichtete Strömung im äußeren Ring zwischen Schutzheizung und Druckrohr. Die Versuchskapsel wird durch das Reaktorwasser, das durch den Ringspalt zwischen Druckrohr und Shroud strömt, gekühlt. Die Unterkühlung ist ausreichend, sodass keine Dampfbildung eintritt.

Hat sich ein stationärer Zustand eingestellt, wird durch Schließen des Ventils VA 6305 und Öffnen der Ventile in der Abblaseleitung (VA 6333 und VA 6334) die Blowdown-Phase eingeleitet. Die Auswertung des Druckverlaufs und der Zeitverläufe der Ventil-

stellungen zeigt, dass der Blowdown in beiden Versuchen zeitlich verzögert ist. Die Abblaseleitung ist an die Leitung für den Kühlmittelzulauf angeschlossen, die mit dem unteren Ende der Versuchskapsel verbunden ist. Deshalb strömt das Kühlmittel aus der Versuchskapsel über den Kühlmittelzulauf und die Abblaseleitung zum Abblasetank (TA 6301). Auch das Wasser aus dem Kühlmittelablauf (etwa 40 % des gesamten Kühlmittelinventars) folgt nach Passieren der Versuchskapsel diesem Pfad. Die Blowdown-Phase ist in Test 2 nach 30 s beendet. Damit wird auch der Temperaturabfall in der Versuchskapsel beendet und die Aufheizung von Brennstab und Schutzheizung beginnt.

Im Versuch 2 steigt die Temperatur mit einer Rate von 12 K/s an. Im Versuch 3 wurde eine wesentlich geringere Aufheizrate gewählt, um ein möglichst gleichmäßiges Hüllrohrdehnen zu erreichen. Bemerkenswert ist, dass in beiden Versuchen die gemessenen Hüllrohrtemperaturen im unteren Brennstababschnitt (Höhe 1000 mm) höher sind als die im oberen Abschnitt (Höhe 1300 mm). Kurz vor dem Hüllrohrversagen ist eine Verzögerung des Temperaturanstiegs in 1000 mm Höhe erkennbar, die von einem Abfall des Brennstabinnendrucks begleitet wird, was den Beginn des Hüllrohrdehnens (Ballooning) anzeigt. Der Abfall des Brennstabinnendrucks ist im Versuch 3 (Versuch mit hohem Abbrand) wesentlich geringer als im Versuch 2, was die Vermutung nahe legt, dass in diesem Fall der Druckausgleich durch Strömungswiderstände verzögert wird.

Die Hüllrohrtemperatur zum Berstzeitpunkt ist im Versuch 3 um etwa 30 K niedriger als im Versuch 2. Dies kann mehrere Ursachen haben:

- das Hüllrohrmaterial – DUPLEX statt Zircaloy,
- höhere Wasserstoffaufnahme des Hüllrohrs,
- langsamere Aufheizgeschwindigkeit,
- höherer Brennstabinnendruck.

Im weiteren Versuchsablauf wird das Sprühen aktiviert, und die Hüllrohrtemperaturen erreichen ein Niveau, in dem zu- und abgeführte Leistung im Gleichgewicht sind. Die Hochtemperaturphase wird mit dem Ausschalten des Reaktors und der Schutzheizung beendet. Zu einem späteren Zeitpunkt wird die Anlage durch das Sprühsystem weiter abgekühlt und die Testkapsel inertisiert, um den Brennstab für Nachuntersuchungen zu konservieren.

4.11.2 Brennstabmodell in ATHLET-CD

Im Rahmen der “OECD LOCA Benchmark“-Rechnungen zum Versuch IFA-650.3 /TRA 05a, b/ wurden zur Datensatz- und Modellqualifikation Rechnungen zum Versuch IFA-650.2 durchgeführt und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Die ersten Rechnungen mit dem Standardmodell von ATHLET-CD zeigten, dass das Hüllrohr erst bei einem Zeitpunkt von 130 s nach Beginn der Blowdown-Phase versagt (experimenteller Wert: 98 s). Nach der Überprüfung der thermohydraulischen Daten und des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Brennstoff und Hüllrohr sowie einer Korrektur bei der Berechnung der Kriechgeschwindigkeit konnte eine bessere Übereinstimmung erzielt werden (Berstzeit 101 s). Zur Absicherung der Vorhersage des Hüllrohrversagens im Versuch IFA650.3 wurden verschiedene Modellansätze zur Berechnung der Kriechgeschwindigkeit angewendet.

Das Modell zum mechanischen Brennstabverhalten in ATHLET-CD ist ausführlich in /BRU 94/ und /TRA 92/ beschrieben. Abhängig von den thermischen Dehnungen von Brennstoff und Hüllrohr, der plastischen Verformung des Hüllrohrs und der Differenz zwischen Systemdruck und Stabinnendruck werden die Verformung und der Spannungszustand des Hüllrohrs für jeden Zeitschritt berechnet. Bei Kühlmittelverlust-Störfällen versagt das Hüllrohr im Allgemeinen durch plastische Verformung (Ballooning) wenn die Kriechgeschwindigkeit sehr schnell ansteigt oder eine maximale Dehnung erreicht wird.

Ein allgemeiner Ansatz zur Berechnung der Kriechgeschwindigkeit *EPP* ist die Harper Dorn Gleichung:

$$EPP = A \cdot \left(\sigma_V / G_1\right)^n \cdot \exp(-Q / RT_{CM}) .$$

In dieser Gleichung stehen *A* für den Texturparameter, *n* für den Spannungsexponenten, *Q* für die Aktivierungsenergie und *R* für die allgemeine Gaskonstante. Die Variablen sind die Vergleichsspannung σ_V und die Hüllrohrtemperatur T_{CM}. G_1 ist eine Bezugsgröße (1 MPa). In Tab. 4.11-2 sind für die untersuchten Modellansätze die Koeffizienten der Harper Dorn Gleichung nach /BRU 94/, /ROS 79/ und /SON 02/ zusammengefasst.

In ATHLET-CD ist im Texturparameter *A* der Schubmodul G_s enthalten, der wiederum als Funktion der Hüllrohrtemperatur berechnet wird. Dafür stehen zwei unterschiedliche Optionen zur Verfügung (siehe Tab. 4.11-3), die sich (nach der Korrektur in der Stan-

dard-Option[1]) jedoch im wesentlichen Temperaturbereich unter 1200 K kaum unterscheiden.

Im TESPA-Modell wird die unterschiedliche Textur der Hüllrohre mit dem Koeffizient C_{duplex}, der standardmäßig 1 und 10 für Duplex-Hüllrohre ist, berücksichtigt. Außerdem wird in diesem Modell die Kriechgeschwindigkeit als Funktion der effektiven Umfangsspannung (hoop stress) $\sigma_U = 2.0/\sqrt{3} \cdot \sigma_V$ berechnet.

Im Allgemeinen werden in der Harper Dorn Gleichung unterschiedliche Koeffizienten für die α- und β-Phase des Zirkoniums verwendet. Die Bereichsgrenzen für die Phasenumwandlung liegen bei etwa 800 °C und 1000 °C. Die Hüllrohrverformung wird auch durch die Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme des Zirkoniums beeinflusst. Dies wird durch eine Verschiebung der Bereichsgrenzen und der in der Exponentialfunktion verwendeten Temperatur berücksichtigt. Im TESPA-Modell werden folgende Beziehungen verwendet:

Sauerstoffeffekt (K):	DeltOXwt =	200 · OX	OX in Gewichtsprozenten
Wasserstoffeffekt (K):	DeltHppm =	0,2 · Hppm	Hppm in ppm
Bereichsgrenze α-Phase:	Talpha =	1085,15 + DeltOXwt - DeltHppm	
Bereichsgrenze β-Phase:	Tbeta =	1248,15 + DeltOXwt	
Effektive Hüllrohrtemperatur:	T_{CM} =	T_{CM} – DeltOXwt	

Für den Übergangsbereich Talpha < T_{CM} < Tbeta gibt es unterschiedliche Ansätze zur Berechnung der Kriechgeschwindigkeit. Für das Brennstabmodell in ATHLET-CD wurde zur Interpolation der Koeffizienten ein Polynom dritter Ordnung gewählt, das einen stetig differenzierbaren Übergang der berechneten Kriechgeschwindigkeit an den Bereichsgrenzen gewährleistet.

Versuche zeigen, dass sich das Hüllrohr nicht gleichmäßig verformt. Das wird in TESPA durch eine Exzentrizität zwischen Brennstoff und Hüllrohr berücksichtigt. In ATHLET-CD wird jedoch eine konzentrische Dehnung der Hüllrohrs unterstellt. Um den Effekt ungleichmäßiger Dehnung auf die Kriechgeschwindigkeit qualitativ zu erfassen, kann die Hüllrohrtemperatur um den Betrag DTCONT*RDTC erhöht werden. DTCONT ist die berechnete Temperaturdifferenz zwischen Brennstoffoberfläche und der Innenseite des Hüllrohrs. RDTC ist ein Sensitivitäts-Parameter zwischen null und eins.

---

[1] Im Quellprogramm lautete die Gleichung $G_s = E_{mod} / (1,0 - \nu)$.

Für die verschiedenen hier diskutierten Ansätze ist die Kriechgeschwindigkeit als Funktion von Hüllrohrtemperatur und effektiver Hüllrohrspannung in Abb. 4.11-1 und Abb. 4.11-2 aufgetragen. Für die Materialeigenschaften wurden die für den Versuch IFA-650.3 ermittelten Daten gewählt: Die Sauerstoffkonzentration mit OX = 0,125 ^{W}% und die Wasserstoffkonzentration mit Hppm = 150 ppm. Damit ergeben sich die Temperaturdifferenzen DeltOXwt = 25 K und DeltHppm = 30 K. Für C_{duplex} im TESPA-Modell wurden die Werte 1 und 10 gewählt.

Abb. 4.11-1 zeigt die Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Hüllrohrtemperatur bei einer effektiven Vergleichspannung im Hüllrohr von σ_V = 40 MPa, die etwa dem Wert zu Beginn der Hüllrohrverformung entspricht. Im oberen Bild ist auf der Abszisse der Kehrwert der Temperatur aufgetragen. Der schraffierte Bereich entspricht einer Hüllrohrtemperatur von 700 bis 800 °C, das ist der Temperaturbereich in dem die Hüllrohrverformung merklich zunimmt und in den Halden Versuchen das Hüllrohr durch Bersten versagt. Die ATHLET-CD Korrelationen ergeben für Temperaturen unter 850 °C und Spannungen unter 100 MPa etwas höhere Kriechgeschwindigkeiten als die von Rosinger und TESPA mit C_{duplex} = 10. Die Werte von TESPA mit C_{duplex} = 1 sind um den Faktor 10 niedriger. Deutlich ist zu sehen, dass nach den TESPA und Rosinger Korrelationen das Kriechen mit Erreichen der Übergangsphase stark zunimmt. Die Korrelationen sind allerdings im hohen Temperaturbereich nur für niedrige Differenzdrücke experimentell abgesichert, da die Versuche mit Kriechgeschwindigkeiten von maximal 0,01 s^{-1} durchgeführt wurden.

Eine sehr starke Zunahme der Kriechgeschwindigkeit ist auch aus Abb. 4.11-2 ersichtlich. Hier ist die Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Vergleichsspannung des Hüllrohrs bei einer Temperatur von 800 °C aufgetragen. Das Bild macht deutlich, dass mit zunehmender Dehnung und damit abnehmender Hüllrohrdicke die Verformung eskaliert. In der letzten Phase vor dem Bersten muss deshalb das Brennstabmodell mit kleineren Zeitschritten rechnen, um die Abnahme des Brennstabinnendrucks durch die Hüllrohrdehnung korrekt wiederzugeben.

4.11.3 Nodalisierungsmodell der Versuchseinrichtung

Die Versuchsanlage wurde entsprechend der Beschreibung in Kapitel 2.6 zunächst nur mit ATHLET-Komponenten modelliert. Die drei Thermofluid-Objekte (TFO) PIPE.IN, PIPE.OUT und LEAK bilden die drei jeweils etwa 20 m langen Leitungen für den Kühlmittelzulauf, den Kühlmittelabfluss und die Abblaseleitung (Abb. 4.11-3). Die Wärme-

verluste der Kühlmittelleitungen werden mit den Wärmeleitungsobjekten (HCO) H-PIPE.IA, H-PIPE.IB, H-PIPE.IC, H-PIPE.OD, H-PIPE.OE, und H-PIPE.OF modelliert. Während der Versuchsphase vor dem Blowdown werden am Beginn des PIPE.IN der Kühlmittel-Massenstrom (FILL.IN) und am Ende des PIPE.OUT der Systemdruck (PHBOUND) als Randbedingungen vorgegeben. Mit Beginn des Blowdown wird das Ventil am Ende des PIPE.OUT geschlossen und das Ventil zwischen PIPE.IN und LEAK geöffnet. Die Druckrandbedingung ist dann der Druck im Abblasetank (TANK) am Ende der Leitung LEAK. Während der Blowdown-Phase wird angenommen, dass am Ende der Leitung LEAK der Leckmassenstrom durch kritische Strömung begrenzt werden kann.

Die Versuchskapsel wird durch die TFOs CORE und ANNULUS abgebildet (Abb. 4.11-4). Beide sind am unteren Ende mit dem Ende des PIPE.IN verbunden. Das PIPE.OUT zweigt kurz vor dem Ende des ANNULUS von diesem ab. Zwischen CORE und ANNULUS sind im Test 2 vier Querströmungs-Verbindungen, im Test 3 nur eine Querströmungs-Verbindung CORE_ANN angeordnet. Die Sprühleitung SPRAY ist kurz über dem oberen Ende der aktiven Zone des Brennstabes am CORE angeschlossen. Da über die Isometrie der Leitung keine Angaben vorlagen, wurde diese nur als Strömungsrandbedingung (FILL.SPRAY) modelliert. Zwischen CORE und ANNULUS sind die HCO H-SHROUDB, H-HEATER, und H-SHROUDT angeordnet. Die Wärmeverluste von ANNULUS an das Reaktor-Kühlwasser werden mit den HCOs H-FLASKB, H-FLASKM und H-FLASKT simuliert.

Die bisher beschriebenen Objekte sind gleich für die Rechnungen mit ATHLET und ATHLET-CD. Der Brennstab wird im Eingabedatensatz der ATHLET-Rechnung mit dem Rod-Modell von HECU und zur Simulation des oberen unbeheizten Brennstababschnitts, drei weiteren HCO und einem TFO PLENUM modelliert. Im Eingabedatensatz der ATHLET-CD-Rechnung wird für den Brennstab das oben beschriebene Rod-Modell (ROD1) verwendet, das die Simulation der unbeheizten Stabbereiche einschließt.

Die Leistungen des Brennstabs ROD1 und der Schutzheizung H-HEATER werden als Zeitfunktionen vorgegeben. Die axiale Leistungsverteilung des Brennstabs wurde zunächst für beide Versuche wie in den ATHLET-Rechnungen entsprechend den Anlagendaten eingegeben (sieben Stützwerte mit maximaler Leistung in Stabmitte). Alternativ dazu wurde die axiale Leistungsverteilung für 9 Zeitpunkte aus den Messdaten der Neutronendetektoren ND1, ND2 und ND3 mittels eines Polynoms vierten Grads berechnet (Leistung Null an den Höhenkoordinaten 300 und 2100 mm) sowie ein Leis-

tungsprofil mit maximaler Leistung im unteren Brennstabbereich (bottom peak) bestimmt.

Der Brennstabinnendruck ergibt sich aus den Anfangsbedingungen (PROD0, TCO0) und den aktuellen Temperaturen im Plenum mit dem Volumen VPLENU, im Brennstabspalt und in den Brennstabporen (POROS0). Alle geometrischen Daten entsprechen den Anlagen- und Brennstabdaten. Die Materialdaten wurden soweit möglich aus den Anlagendaten abgeleitet. Eine Auswahl wichtiger Eingabegrößen für das Brennstabmodell ist in Tab. 4.11-4 zusammengefasst.

4.11.4 Versuchsnachrechnungen IFA-650.2 und IFA-650.3

Im Folgenden werden nur die zwei Versuchsnachrechnungen zu IFA-650.2 und IFA-650.3 beschrieben, die bezüglich der gewählten Optionen und Randbedingungen zur besten Übereinstimmung mit den Messdaten führten. Dabei werden auch kurz die Auswirkungen bestimmter Optionen und Anpassungen kommentiert. Die Rechnung zum Experiment IFA650.3 ist einer der GRS-Beiträge für das “OECD LOCA Benchmark“. Eine Übersicht über die durchgeführten Rechnungen und wesentlichen Ergebnisse ist aus der Tabelle 4.11-5 ersichtlich. Von dem gesamten Versuchsablauf wird nur die Zeit nach dem Blowdown-Beginn bis kurz nach dem Beginn der Abkühlungsphase diskutiert.

- Versuch IFA-650.2

Die Kriechgeschwindigkeit wurde mit den Koeffizienten nach Rosinger berechnet. Für die Materialeigenschaften des Hüllrohrs wurde die Sauerstoffkonzentration mit 0,125 ^{W}% und die Wasserstoffkonzentration mit 20 ppm angenommen. Damit ergeben sich die Temperaturdifferenzen DeltOXwt = 25 K und DeltHppm = 4 K. Die Kriechgeschwindigkeit wurde auf 0,30 1/s begrenzt.

Die Versuchsrandbedingungen sind in Abb. 4.11-5 zu sehen. Die Brennstableistung ergibt sich aus der Leistung des Treiberkerns, der 460 s nach Blowdown abgeschaltet wird. Die vorgegebene Brennstableistung ist um den Betrag der Nachzerfallsleistung höher, als die aus der Reaktorleistung berechnete. Die Leistung der Schutzheizung wurde direkt aus den experimentellen Daten übernommen. Das Sprühen erfolgt im Versuch alternierend durch kurzfristiges Öffnen des Sprühventils. Laut Angaben der Experimentatoren ergibt sich dadurch ein mittlerer Massenstrom von etwa 0,038 g/s in der Zeit von 145 – 465 s. Dieser Wert ist jedoch sehr ungenau und wurde deshalb in

einer größeren Bandbreite variiert. In der hier diskutierten Rechnung wurde ein Wert von 0,057 g/s vorgegeben.

Mit größeren Unsicherheiten muss auch beim axialen Leistungsprofil gerechnet werden. In dieser Rechnung wurde ein von den Messdaten der drei Neutronenflussdetektoren abgeleitetes Profil vorgegeben (Abb. 4.11-6), das sich jedoch nicht wesentlich von dem unterscheidet, das von den Experimentatoren empfohlen wurde.

Zum Zeitpunkt Null wird die Blowdown-Phase eingeleitet. Auch hier liegen keine abgesicherten Daten über das Ventilöffnen vor. Deshalb wurde ein zeitlich verzögertes Öffnen des Ventils unterstellt. Mit einer Verzögerung von 4 s für das vollständige Öffnen konnte der Druckabfall am besten reproduziert werden (Abb. 4.11-7). Außerdem wurde der Druck im Abblasetank geringfügig angehoben, um den Druck in der Versuchskapsel nach dem Ende des Blowdown besser wiedergeben zu können.

In Abb. 4.11-8 und Abb. 4.11-9 sind die Temperaturen während des Blowdown abgebildet. Bis 30 s stimmen die gerechneten und gemessenen Temperaturen sehr gut überein. Danach sind größere Unterschiede erkennbar, die durch die nicht exakte Wiedergabe der Strömungsverhältnisse während der späten Blowdown-Phase (30 – 40 s) bedingt sind. Der Beginn der Aufheizung von Brennstab und Schutzheizung wird von der Abnahme des Wärmeübergangskoeffizienten während des Dryout bestimmt. In den Rechnungen vor Bekanntgabe der Versuchsdaten zum Test IFA-650.3 wurde fehlerhaft mit einem zu frühen Dryout gerechnet, was beim Versuch IFA-650.2 eine wesentlich bessere Wiedergabe des Temperaturanstiegs bewirkte. Beim Versuch IFA-650.3 konnte jedoch der Beginn der Aufheizung mit den richtigen Dryout-Bedingungen besser reproduziert werden. Deshalb wurden alle späteren Rechnungen mit den korrigierten Werten (Polgrenzen) durchgeführt.

Unter der Annahme einer zeitlichen Verzögerung von 4 s beim Öffnen der Ventile zeigt die Rechnung nun den Beginn des Temperaturanstiegs (time to complete blowdown) bei etwa 30 s, das entspricht dem mittleren experimentellen Wert, er ist jedoch gegenüber dem gemessenen Temperaturanstieg des Brennstabs um etwa 5 s verspätet (Abb. 4.11-8).

Vergleicht man den gerechneten und gemessenen Temperaturverlauf der Schutzheizung, zeigt die Rechnung einen etwas verfrühten Anstieg, allerdings mit einer geringeren Aufheizrate von 4,4 K/s gegenüber 5,0 K/s im Versuch (Abb. 4.11-9). Die Berechnung der Wärmekapazität der Schutzheizung ist nur näherungsweise möglich,

da über deren Konstruktion detaillierte Angaben nicht vorlagen. Damit ist vor allem bei höheren Aufheizraten die Rechnung mit größeren Unsicherheiten behaftet.

Die Tendenz zu niedrige Temperaturen für die Schutzheizung zu berechnen ist auch deutlich in der folgenden Abb. 4.11-10 zu sehen. Auch die um 5 s verzögerte Aufheizung des Brennstabs ist im höheren Temperaturbereich sichtbar (Abb. 4.11-11). Bemerkenswert ist, dass im Versuch die Temperatur in 1000 mm Höhe etwa 40 K höher ist als an der höher gelegen Messstelle (1300 mm). In der Rechnung ist dieser Unterschied mit 15 K nicht so stark ausgeprägt. Eine stärkere Verlagerung der maximalen Temperatur in den unteren Brennstababschnitt kann nur mit einer entsprechenden Leistungsverteilung (bottom peak) oder einer abwärts gerichteten Dampfströmung im inneren Ringraum simuliert werden.

In den Abb. 4.11-12 und Abb. 4.11-13 sind der Brennstabinnendruck und die Hüllrohrdehnung dargestellt. Ab 80 s nimmt die Hüllrohrdehnung deutlich zu (Abb. 4.11-13), was sich auf den Druckverlauf und die Hüllrohrtemperaturen auswirkt, der Druckanstieg und die Temperaturdifferenz zwischen unterem und oberem Brennstababschnitt nehmen ab. In der Rechnung treten die höchsten Dehnungen in Brennstabmitte auf, im Versuch vermutlich im unteren Brennstababschnitt, was durch die niedrigere Hüllrohrtemperatur (Abb. 4.11-11) im stärker gedehnten Bereich zum Ausdruck kommt. Der Brennstabinnendruck ist in der Rechnung kurz vor dem Brennstabversagen deutlich höher als der gemessene Wert, was durch die vereinfachte Simulation des Brennstabplenums verursacht sein kann. Die gerechneten Hüllrohrtemperaturen geben jedoch den Verlauf der gemessenen sehr gut wieder. Auch die Hüllrohrtemperatur von 804 °C zum Zeitpunkt des Brennstabversagens stimmt gut mit den Messwerten (808 °C) überein. Nur der Versagenszeitpunkt ist um 7 s verspätet, was im Wesentlichen durch die verzögerte Aufheizung verursacht wird.

Abb. 4.11-14 zeigt den axialen Verlauf der Hüllrohrdehnung zu verschiedenen Zeiten mit der maximalen Verformung in Brennstabmitte. Die Hüllrohrdehnung ist im unteren Brennstababschnitt geringfügig höher als im oberen. Der Verlauf der Hüllrohrdehnung entspricht damit der axialen Leistungsverteilung im Brennstab (Abb. 4.11-6). Der Bereich erhöhter Dehnung (>30 %) erstreckt sich über etwa 0,10 m (Höhe 1080 – 1180 mm). Mit der Annahme eines nach unten verschobenen Leistungsmaximum und einer Begrenzung der Kriechgeschwindigkeit auf 0,03 1/s ergibt sich ein etwas größerer Bereich erhöhter Dehnung von 0,18 m (Höhe 980 – 1160 mm).

Die Abbildungen 4.11-15 bis -18 geben die Temperaturen über den gesamten Versuchsablauf bis 600 s wieder. Der Vergleich der gerechneten und gemessenen Brennstabtemperaturen zeigt eine gute Übereinstimmung für den gesamten Zeitbereich, während die Temperaturen der Schutzheizung deutlich unterschätzt werden. Dies kann während der Aufheizung durch eine zu hohe Wärmekapazität und in der späteren Phase durch zu hohe Wärmeverluste oder zu geringe Heizleistung verursacht werden. Deutlich ist nach Sprühbeginn die Abnahme der Temperaturen im oberen Abschnitt zu sehen, die möglicherweise durch eine zu hohe Sprührate überschätzt wird.

Interessant ist in diesem Zusammenhang auch die Fluidtemperatur am unteren Ende der Versuchskapsel in Abb. 4.11-17. Der gemessene Temperaturverlauf (TIA) spiegelt nach 150 s deutlich den alternierenden Betrieb des Sprühventils wider, während in der Rechnung (Pipe.in 11) die gleichmäßige Einspeisung zu einem allmählichen Temperaturanstieg führt. Vor Sprühbeginn ist die gemessene Temperatur wesentlich höher als die gerechnete. Dies kann ein Indiz für einen höheren Massenstrom aus der Versuchskapsel zum Abblasetank sein. Ein Grund dafür könnte die Verdampfung von Restwasser in der Sprühleitung oder Kühlmittelleitung (Outlet flow tube) und Kondensation im Abblasetank sein.

Schließlich zeigt Abb. 4.11-18 das axiale Temperaturprofil des Brennstabs. Bis 75 s entspricht das Temperaturprofil im Wesentlichen der Leistungsverteilung, dann nimmt die maximale Temperatur durch die zunehmende Spaltweite weniger zu. Nach dem Hüllrohrversagen verlagert sich das Temperaturmaximum zum oberen Stababschnitt und erst mit dem Sprühen nach 150 s wandert es nach unten.

- Versuch IFA-650.3

Die Kriechgeschwindigkeit wurde wie in Versuch IFA-650.2 mit den Koeffizienten nach Rosinger berechnet. Für die Materialeigenschaften des Hüllrohrs wurde die Sauerstoffkonzentration mit 0,125 ^{W}% und die Wasserstoffkonzentration mit 150 ppm angenommen. Damit ergeben sich die Temperaturdifferenzen DeltOXwt = 25 K und DeltHppm = 30 K. Außerdem wurde angenommen, dass sich das Duplex-Hüllrohr, im Gegensatz zu den Modellannahmen in TESPA-ROD, ähnlich wie das Zr-4-Hüllrohr im Versuch IFA-650.2 verhält /GAR 00/. In der blinden Versuchsnachrechnung wurde fehlerhaft die Kriechgeschwindigkeit mittels der effektiven Umfangsspannung (Hoop stress) berechnet, was durch die höheren Zahlenwerte ein um 10 s früheres Versagen bewirkt. Die Kriechgeschwindigkeit wurde wie in der oben beschriebenen Rechnung auf 0,30 1/s begrenzt.

Das Hüllrohrversagen wird in dem Modell von ATHLET-CD über die maximale Dehnung bestimmt. Der Standardwert für das Versagenskriterium ist mit einer Dehnung von EBUNP = 38 % vorgegeben. Weitergehende Untersuchungen mit TESPA-ROD haben gezeigt, dass unter bestimmten Bedingungen die Berstspannung nicht erreicht wird und Dehnungen von über 100% möglich sind. Die maximale Dehnung wird dann durch Kontakt mit der Schutzheizung begrenzt. Um das ATHLET-CD Modell auch für diesen Fall zu testen, wurde eine weitere Rechnung, bei sonst gleichen Bedingungen, mit dem Versagenskriterium EBUNP = 100 % durchgeführt. Auf die Ergebnisse dieser Rechnung wird zum Schluss dieses Kapitels eingegangen.

Treten in einem Reaktor Bedingungen auf, die zu einem stärkeren Blähen führen, wird die Hüllrohrdehnung durch die benachbarten Brennstäbe begrenzt. Als wesentliche Größe wird in dem ATHLET-CD-Modell dazu der Brennstababstand (PITCH) verwendet. Ursprünglich war im Datensatz dafür der für Reaktoren typische Wert von etwa 12 mm eingegeben. Damit ist die Dehnung auf etwa 38 % begrenzt. Für größere Dehnungen muss der der Versuchsanlage entsprechende Wert bestimmt werden. Aus dem Innendurchmesser der Schutzheizung (20 mm) ergibt sich damit ein fiktiver Brennstababstand von 17,7 mm. Um rechnerisch eine vollständige Strömungsblockade zu vermeiden wurde als Abstand PITCH = 16 mm eingegeben. Daraus ergibt sich ein maximaler Brennstabdurchmesser von 18 mm. Für die Berechnung der Strahlung zwischen Brennstab und Heizrohr und zur Simulation von Strömungsblockaden mussten weitere Werte angepasst werden, die jedoch keine Auswirkung auf das Brennstabmodell haben und deshalb hier nicht weiter erörtert werden.

Die Versuchsrandbedingungen sind in Abb. 4.11-19 zu sehen. Die Brennstableistung ergibt sich aus der Leistung des Treiberkerns, der 620 s nach Blowdown abgeschaltet wird. In der Zeit danach wird nur noch die Nachzerfallsleistung vorgegeben. Die Leistung der Schutzheizung wurde direkt aus den experimentellen Daten übernommen. Das Sprühen erfolgt im Versuch alternierend durch kurzfristiges Öffnen des Sprühventils. Laut Angaben der Experimentatoren werden etwa 1,5 g in einem Intervall von 20 s eingespeist. Daraus ergibt sich ein mittlerer Massenstrom von etwa 0,075 g/s in der Zeit nach 320 s. Dieser Wert ist jedoch sehr ungenau und wurde deshalb in einer größeren Bandbreite variiert. In der hier diskutierten Rechnung wurde der empfohlene Wert vorgegeben.

Mit größeren Unsicherheiten muss auch beim axialen Leistungsprofil gerechnet werden. In dieser Rechnung wurde ein von den Messdaten der drei Neutronenflussdetek-

toren abgeleitetes Profil vorgegeben (Abb. 4.11-20), das in etwa dem entspricht, das von den Experimentatoren empfohlen wurde.

Zum Zeitpunkt Null wird die Blowdown-Phase eingeleitet. Auch hier liegen keine abgesicherten Daten über das Ventilöffnen vor. Aus den Messdaten wurde ein zeitlich verzögertes Öffnen des Ventils von 12 s abgeleitet. Damit konnte der Druckabfall gut reproduziert werden (Abb. 4.11-21).

In Abb. 4.11-22 und Abb. 4.11-23 sind die Temperaturen während des Blowdown abgebildet. Die gerechneten und gemessenen Temperaturen stimmen fast für den gesamten Zeitraum sehr gut überein. Nur in der Zeit von 45 – 55 s sind etwas größere Unterschiede erkennbar, die wie im Versuch IFA-650.2 durch die nicht exakte Wiedergabe der Strömungsverhältnisse während der späten Blowdown-Phase bedingt sind. In der blinden Versuchsnachrechnung wurde fehlerhaft mit einem zu frühen Dryout gerechnet. Bei dieser Versuchnachrechnung konnte mit der aus dem Versuch abgeleiteten Verzögerung der Ventilöffnung und den korrigierten Dryout-Bedingungen der Beginn der Aufheizung des Brennstabs und der Schutzheizung mit 48 s sehr gut wiedergegeben werden (im Versuch wurde das Ende des Blowdown mit 50 s angegeben).

Auch während der Aufheizphase stimmen die gerechneten Temperaturen von Schutzheizung und Brennstab (Abb. 4.11-24 und Abb. 4.11-25) mit den gemessenen sehr gut überein. Aufgrund der wesentlich niedrigeren Aufheizrate wirken sich bei diesem Versuch Fehler in der Berechnung der Wärmekapazitäten der Komponenten in der Versuchskapsel nicht spürbar aus. Zu erwähnen ist, dass in diesem Versuch die Temperaturmessstellen der Schutzheizung um 50 und 85 mm höher liegen als im Versuch IFA-650.2. Damit fehlt für diese Komponente eine Temperaturmessung im unteren Bereich.

Bemerkenswert ist, dass in diesem Versuch, ähnlich wie im Versuch IFA-650.2, die untere Temperaturmessstelle des Brennstabs (1000 mm) um etwa 20 K höhere Werte anzeigt als die höher gelegene Messstelle (1300 mm). In der Rechnung ist dagegen die Temperatur im oberen Bereich um denselben Betrag höher als im unteren. Die Verlagerung der maximalen Temperatur in den unteren Brennstababschnitt kann nur mit einer entsprechenden Leistungsverteilung (bottom peak) und der Simulation einer geringfügigen Leckage aus der Sprühleitung bewirkt werden.

In Abb. 4.11-26 und Abb. 4.11-27 sind der Brennstabinnendruck und die Hüllrohrdehnung dargestellt. Ab 200 s nimmt die Hüllrohrdehnung deutlich zu und der Druck- und

Temperaturanstieg nehmen ab. In der Rechnung treten die höchsten Dehnungen in Brennstabmitte und oberhalb auf, im Versuch vermutlich in der Mitte und im unteren Brennstababschnitt. Der Brennstabinnendruck ist wie im Versuch IFA-650.2 in der Rechnung kurz vor dem Brennstabversagen deutlich höher als der gemessene Wert, was durch die vereinfachte Simulation des Brennstabplenums oder durch zu hohe Temperaturen in diesem Bereich verursacht sein kann. Die gerechneten Hüllrohrtemperaturen geben jedoch den Verlauf der gemessenen sehr gut wieder (Abb. 4.11-25). Auch die Hüllrohrtemperatur von 778 °C zum Zeitpunkt des Brennstabversagens stimmt sehr gut mit den Messwerten (777 °C) überein. Nur der Versagenszeitpunkt ist um 8 s verspätet, was durch einen zu niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Brennstoff und Hüllrohr, bedingt durch die niedrige Wärmeleitfähigkeit des Argon-Füllgases im Spalt, verursacht sein könnte. In der blinden Versuchsnachrechnung wurde fehlerhaft mit der Wärmeleitfähigkeit von Helium gerechnet, was ein um 15 s früheres Versagen bewirkte.

Abb. 4.11-28 zeigt den axialen Verlauf der Hüllrohrdehnung zu verschiedenen Zeiten mit der maximalen Verformung oberhalb der Brennstabmitte. Anders als in der Rechnung zum Versuch IFA-650.2 ist hier die Hüllrohrdehnung im oberen Brennstababschnitt geringfügig höher als im unteren. Der Verlauf der Hüllrohrdehnung entspricht damit der axialen Leistungsverteilung im Brennstab (Abb. 4.11-20). Der Bereich erhöhter Dehnung (> 30 %) erstreckt sich über etwa 0,08 m (Höhe 1160 – 1240 mm). Mit der Annahme einer geringeren maximale Kriechgeschwindigkeit von 0,03 1/s ergibt sich ein etwas größerer Bereich erhöhter Dehnung von etwa 0,12 m (Höhe 1140 – 1260 mm).

Abb. 4.11-29 bis Abb. 4.11–32 geben die Temperaturen über den gesamten Versuchsablauf bis 700 s wieder. Der Vergleich der gerechneten und gemessenen Brennstabtemperaturen zeigt eine gute Übereinstimmung für den gesamten Zeitbereich, während die Temperaturen der Schutzheizung nach Beginn des Sprühens deutlich unterschätzt werden. Die korrekte Simulation dieser Versuchsphase steht jedoch nicht im Vordergrund dieser Arbeiten zur Validierung des Brennstabmodells.

Interessant sind auch hier die Fluidtemperaturen in der Versuchskapsel (Abb. 4.11-31). Wie im Versuch IFA-650.2 spiegelt der gemessene Temperaturverlauf (TIA) nach 340 s deutlich den alternierenden Betrieb des Sprühventils wider, während in der Rechnung (Pipe.in 11) die gleichmäßige Einspeisung zu einem allmählichen Temperaturanstieg führt. Vor Sprühbeginn ist auch hier die gemessene Temperatur wesentlich höher als die gerechnete. Dies kann, wie bereits oben aufgeführt, ein Indiz für einen

höheren Massenstrom aus der Versuchskapsel zum Abblasetank sein. In diesem Versuch war ein Thermoelement zur Messung der Fluidtemperatur in der Höhe 1470 mm angeordnet. Nach Angaben der Experimentatoren war dieses Signal sehr gestört und nicht zur Auswertung geeignet. Nach einer Bearbeitung des Messsignals durch die Filterung höher Frequenzen gibt die Messung jedoch einen wertvollen Hinweis auf die Temperaturen im Bereich des Brennstabplenums. Die Abbildung zeigt die gerechnete Hüllrohrtemperatur in einer Höhe von 1485 mm, die140 s nach Blowdown steil ansteigt. Das Messsignal zeigt dagegen eine wesentlich geringere Aufheizung, was vermuten lässt, dass aus der Sprühleitung Wasser austritt und eine örtlich begrenze Kühlung bewirkt. Diese Interpretation wird durch den verzögerten Druckabfall in der Sprühleitung unterstützt. Außerdem zeigt die Rechnung einen überhöhten Brennstabinnendruck, der durch eine zu hohe Gastemperatur im Plenum verursacht sein kann.

Schließlich zeigt Abb. 4.11-32 das axiale Temperaturprofil des Brennstabs. Bis 150 s entspricht das Temperaturprofil im Wesentlichen der Leistungsverteilung, dann verschiebt sich das Temperaturmaximum nach oben. Es folgt damit der Verlagerung des Temperaturprofils der Schutzheizung. Während in dem inneren Ringspalt zwischen Brennstab und Schutzheizung der Dampf aufwärts strömt, ist in dem äußeren Ringspalt zwischen Schutzheizung und Druckrohr die Strömung abwärts gerichtet. Dadurch sind die Wärmeverluste der Schutzheizung im oberen Teil etwas geringer als im unteren und das Temperaturmaximum wandert langsam nach oben. Mit dem Sprühen nach 320 s nehmen dagegen die Temperaturen im oberen Teil stärker ab, da hier die Kühlung durch das eingespeiste Wasser effektiver ist.

Abschließend soll noch kurz die Rechnung kommentiert werden, die mit dem erhöhten Wert für das Hüllrohrversagen, einer Dehnung von EBUNP = 100 %, durchgeführt wurde. Alle anderen Eingabedaten und Parameter blieben unverändert.

Abb. 4.11-33 zeigt den Brennstabinnendruck und die Hüllrohrspannung in der Zone mit der höchsten Temperatur. Bis zu einer maximalen Dehnung von 38 % läuft die Rechnung genauso ab wie die mit dem Standardwert für das Berstkriterium. Drei Sekunden später erreichen die Hüllrohrspannung mit etwa 100 MPa und die Hüllrohrdehnung mit 75 % die Maximalwerte. Dann kann sich das Hüllrohr in dieser Höhe durch Kontakt mit der Schutzheizung nicht weiter ausdehnen. Die Hüllrohrdehnung in den Nachbarzonen führt zu einem weiteren Druckabfall und der Brennstabinnendruck fällt weiter ab. Die berechnete Hüllrohrspannung in den Zonen mit Kontakt zur Schutzheizung folgt dem Druckabfall, sie bewirkt jedoch kein weiteres Kriechen.

Das ist aus Abb. 4.11-34, die für verschiedene Zeiten die axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung zeigt, ersichtlich. Der Bereich mit der maximalen Dehnung nimmt langsam zu. Im oberen Stababschnitt wird die Dehnung durch das Sprühen gestoppt. Im unteren Abschnitt ist die Kühlung nicht so wirksam und das Dehnen endet hier erst mit der Abkühlphase. Die langsame Zunahme des Bereichs mit maximaler Dehnung ist auch der Grund für den verzögerten Druckabfall im Brennstab. Dies steht im Widerspruch zu dem Messwert, der einen wesentlich schnelleren Druckabfall anzeigt, der nicht allein durch die Volumenzunahme durch die Dehnung erklärt werden kann. Vielmehr ist anzunehmen, dass eine kleine Leckage aufgetreten ist, die auch durch die Aktivitätsmessung angezeigt wurde.

Die beiden Rechnungen mit 38 % und 100 % Dehnung als Berstkriterium stellen damit zwei Grenzfälle für den im Versuch tatsächlich abgelaufenen Vorgang dar.

4.11.5 Schlussfolgerungen

Die Versuchsnachrechnungen haben gezeigt, dass mit dem Brennstabmodell in ATHLET-CD das Hüllrohrverhalten in guter Übereinstimmung mit den bisher bekannten Versuchsergebnissen berechnet werden kann. Die Abweichungen der Versagenszeitpunkte von 7 und 8 s sind relativ gering, die dabei berechneten Hüllrohrtemperaturen stimmen mit den gemessenen sehr gut überein (Abweichung 4 und 1 K). Dagegen wird der Brennstabinnendruck kurz vor dem Bersten überschätzt. Die Abweichung von bis zu 0,7 MPa kann nicht schlüssig begründet werden. Sie kann durch die vereinfachte Modellierung des Brennstabplenums oder durch die Berechnung zu hoher Temperaturen im oberen Bereich des Brennstabs verursacht sein. Die Abweichung wird geringer, wenn unterstellt wird, dass aus der Sprühleitung ein geringer Massenstrom austritt, der durch die verzögerte Entleerung der Leitung, die aus der Messung des Druckverlaufs in der Sprühleitung unterstellt werden kann, verursacht ist.

Die Versuche eignen sich nicht zur Validierung der thermohydraulischen Modelle, da dazu die Instrumentierung der Versuchskapsel und der Kühlmittelleitungen einschließlich Abblaseleitung nicht ausreichend ist. Dies trifft insbesondere auf die Blowdown-Phase zu, bei der die Simulation zusätzlich durch mangelhafte Kenntnis zum Öffnungsverhalten der Ventile und der Lage möglicher Strömungsbegrenzungen durch kritische Strömung erschwert wird.

Andrerseits besteht ein dringender Bedarf, die Brennstabmodelle für neue Hüllrohrmaterialien und höheren Abbrand oder geänderte Brennstoffzusammensetzung zu ertüch-

tigen. Vor allem erfordert die Simulation großräumiger Bereiche mit hoher Hüllrohrdehnung die Rückkopplung zwischen den Modellen zum Brennstabverhalten und zur Thermo-Fluiddynamik in der Brennstabumgebung. Diese Modellentwicklung ist in der Weiterentwicklung des System-Codes ATHLET-CD vorgesehen und erfolgt in enger Zusammenarbeit mit der Weiterentwicklung des Programms TESPA-ROD für probabilistische Untersuchungen.

4.12 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-10

Das Hauptuntersuchungsziel des Experiments QUENCH-10 war die Oxidation und Nitratbildung von Zirkaloy während eines Lufteinbruchs vor dem Fluten des Bündels mit Wasser. Das Experiment wurde im Juli 2004 durchgeführt und war das erste zur Untersuchung von Lufteinbruch, das im Rahmen der QUENCH-Versuchsreihe durchgeführt wurde. Bei der Nachrechnung im Rahmen der Validierungsarbeiten zu ATHLET-CD wurde ein neu entwickeltes Modell zur Berechnung der Oxidation in Luft erstmals erfolgreich getestet. Die hier dargestellte Rechnung erfolgte mit den Versionen ATHLET Mod 2.0 Cycle B / ATHLET-CD Mod 2.0 Cycle B. und wird detailliert in /BAL 06/ beschrieben.

4.12.1 Modellierung der Luftoxidation

Für die QUENCH-10 Nachrechnung wurde ein neues Modell eingesetzt, das neben der Zr-Oxidation in Dampfumgebung auch die Zr-Oxidation in Sauerstoff (Luft)-Umgebung berechnet /BAL 05/. Die Oxidationsreaktion wird hierbei mit einem ähnlichen Ratenansatz modelliert, wobei die für Sauerstoff (Luft) verwendeten Korrelationen zu höheren Reaktionsraten und höheren exothermen Energien im Vergleich mit der Dampfoxidation führen. Bisher zur Ermittlung der Reaktionsrate durchgeführte Versuche zeigen, dass bei gleichzeitiger Anwesenheit von Dampf und Luft die Dampfreaktion unterdrückt ist (keine H_2-Bildung erfolgt). Ein entsprechendes Modell wurde daher auch für ATHLET-CD entwickelt und hat sich anhand der hier gezeigten Nachrechnung zu QUENCH-10 bewährt. Die Nitridbildung wird z. Zt. allerdings noch nicht simuliert.

4.12.2 Nodalisierungsmodell der QUENCH-Versuchsanordnung

Da die Nodalisierung gegenüber der der Versuche QUENCH-07 bis -09 (Kap. 4.1.1, Abb. 4.1-1) leicht geändert werden musste, werden die wesentlichen Unterschiede an

dieser Stelle nur kurz beschrieben. Abb. 4.12-1 zeigt die schematische Darstellung des Nodalisierungsmodells.

Zusätzlich zur Einspeisung von überhitztem Dampf und dem Argon als Trägergas in den Einlass INPIPE wird wenige Zentimeter oberhalb der Mündung des INPIPE das zur Abkühlung des Bündels verwendete Wasser sowie die synthetische Luft (80 % Stickstoff, 20 % Sauerstoff) direkt in das Kühlmittelführungsrohr (BUNDLE) eingespeist. Der bei der Oxidation nicht verbrauchte Dampf, der verbleibende Sauerstoff, Stickstoff, Argon und der bei der Zirkon-Reaktion erzeugte Wasserstoff werden am oberen Ende des Testbündels nach außen abgeführt (OFFPIPE). Das Modell des Stabbündels berücksichtigt den zentralen unbeheizten Brennstabsimulator (ROD1), der im Versuch QUENCH-10 den B_4C-Absorberstab der Tests QUENCH-07 und QUENCH-09 ersetzt, außerdem den inneren Ring aus 8 Brennstabsimulatoren (ROD2) sowie den äußeren Ring mit 12 Brennstabsimulatoren (ROD3) /BAL 06/.

4.12.3 Versuchsablauf

Der Versuchsablauf ist in /SEP 04/ dargestellt.

Die Tabelle 4.12-1 gibt einen Überblick über wesentliche Ereignisse während des Versuchsablaufs. Anhand dieser Tabelle, der Bündelleistung, sowie der gemessenen Temperatur TIT A13 des Eckstabes A (Abb. 4.12-2) wird nachfolgend der Versuchsablauf dargestellt. Die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen werden bei der Beschreibung der ATHLET-CD Eingabe erläutert. Beim Vergleich der analytischen Ergebnisse mit den experimentellen Daten wird der Versuchsablauf nochmals verdeutlicht.

In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Instrumentierungsliste, wie sie für alle Quench-Versuche verwendet wird /HOF 98/. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich aus dem Nodalisierungsmodell (Abb. 4.12-1). Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt somit zwischen 0,0 m und 1,0 m.

Abb. 4.12-2 zeigt oben die Bündelleistung während des Experiments. Dargestellt ist die gesamte elektrische Leistung (Ptot) aus dem Experiment, die auch der bei der Rechnung als Eingabe verwendeten elektrischen Leistung entspricht. Zusätzlich enthält das

Diagramm die Aufteilung der Leistung auf die Heizstäbe im inneren Ring (E505) und im äußeren Ring (E506), auf die 42 % bzw. 58 % der Gesamtleistung entfallen.

Der Test QUENCH-10 wird von den Experimentatoren in 6 Phasen aufgeteilt /SEP 04/. Die ersten 4 Phasen dienen dazu, die erwünschten Bedingungen für die eigentlichen Untersuchungsziele zu schaffen. Diesen folgen die Lufteinwirkungsphase (Phase 5) und die Quenchphase (Phase 6):

Phase 1 - Stabilisieren und Überprüfen der Anlage:
Nach dem Vorheizen des Bündels auf 873 K wird die Datenaufzeichnung gestartet (0 s). In einer Atmosphäre von Argon und vorgeheiztem Dampf von je 3 g/s wird die Anlage bei konstant gehaltener Temperatur überprüft.

Phase 2 - Aufheizen:
Beginnend mit einer elektrischen Ausgangsleistung von 3,85 kW wird mit linear ansteigender und ab 2025 s bei 12,5 kW konstant gehaltener Leistung das Bündel aufgeheizt, bis etwa 1620 K erreicht sind. Wie bereits in Phase 1 wird in das Bündel von unten überhitzter Dampf (3 g/s) zusammen mit Argon als Trägergas (3 g/s) eingespeist. Die Aufheizrate beträgt hierbei 0,3 bis 0,6 K/s.

Phase 3 - Voroxidation:
Nach Erreichen der gewünschten Temperatur wird durch Variation der Eingangsleistung (Absenkung auf 10 kW, im weiteren Verlauf Anstieg bis 13,15 kW) die Temperatur über einen Zeitbereich von 113 min bei 1620 bis 1690 K nahezu konstant gehalten. Die Beendigung der Voroxidationsphase bei 9319 s beruht auf der Annahme einer maximal ereichten Hüllrohroxidation von ca. 600 µm. Diese erreichte ZrO_2 –Schichtdicke wurde auf der Basis von Vorausrechnungen und der gemessenen Wasserstoff-Freisetzung geschätzt.

Phase 4 - Zwischenkühlung:
Durch plötzliche Reduktion der elektrischen Leistung auf 6,9 kW und Halten dieses Wertes für eine Zeitspanne von 38 min wird die Temperatur auf 1190 K abgesenkt. Diese Maßnahme wird durchgeführt, um für die nachfolgende Lufteinbruchsphase eine ausreichend niedrige Ausgangstemperatur zu erzeugen, die nicht zu einer sofortigen Temperatureskalation und somit zu einer ausreichend langen Lufteinwirkungszeit führt. Zum Ende dieses Zeitbereichs wird der Eckstab B aus dem Bündel gezogen, um das Ausmaß der Voroxidation ermitteln zu können.

Phase 5 - Lufteinwirkungsphase

Nach 11626 s wird durch Einschalten des Luftstroms (1 g/s, zusammengesetzt aus 0,23 g/s O_2, 0,77 g/s N_2) bei gleichzeitigem Ausschalten des Dampfstroms (3 g/s), aber unveränderter Argon-Strömung (3 g/s) und gleich bleibender elektrischer Leistung, die Lufteinwirkungsphase gestartet. Wegen der insgesamt reduzierten Gesamtströmung und somit reduziertem Wärmeübergang beginnen die Temperaturen erneut zu steigen. Aufgrund der langsamer als erwartet ansteigenden Temperaturen wird im Zeitbereich zwischen 12470 s und 13125 s durch eine stufenweise, langsame Leistungssteigerung auf 8,1 kW die Temperatureskalation aufgrund der Zirkon-Oxidation in Luftumgebung beschleunigt. Nach 13275 s wird bei Erreichen einer Temperatur von ca. 2100 K der Eckstab D herausgezogen, um später die Zunahme der Oxidschichtdicke während der Luftoxidationsphase im Vergleich mit Eckstab B ermitteln zu können.

Phase 6 - Quenchphase

Durch das Ausschalten der Luftzufuhr bei gleichzeitigem Starten der Quenchwasser-Einspeisung wird nach 13393 s die Abkühlung des Bündels eingeleitet. Mit einer geringen Verzögerung von 11 s (13404 s) wird die Leistung auf 3,9 kW reduziert; nach weiteren 308 s (13712 s) völlig ausgeschaltet. Die Kühlung mit einem Wasserstrom von 50 g/s führt mit der reduzierten Leistung zum schnellen Quenchen des Bündels; bereits nach ca. 13600 s sind alle Positionen des Bündels abgekühlt. Etwa gleichzeitig mit dem Ausschalten der Leistungszufuhr wird nach 13713 s, also nach ca. 5 min Wasserkühlung, die Quenchwasser-Einspeisung ausgeschaltet. Nach 16080 s wird die Datenaufzeichnung beendet.

4.12.4 Anfangs- und Randbedingungen

Für eine Nachrechnung des Experiments mit ATHLET-CD sind Anfangs- und Randbedingungen festzulegen. Die wesentlichen Parameter hierfür sind:

- die relative Leistung der inneren und äußeren Ringe der Brennstabsimulatoren sowie der totale elektrische Leistungseintrag,
- der zeitliche Verlauf der Massenströme von Dampf und Argon, Stickstoff und Sauerstoff sowie von Kühlwasser am Bündeleintritt,
- die Eintrittstemperaturen hierfür,
- der Druck am Ende der Versuchsstrecke.

Die für die Rechnung erforderlichen Anfangs- und Randbedingungen wurden aus den Verläufen der vorliegenden Messdaten ermittelt und sind in Tab. 4.12-2 aufgelistet.

Abb. 4.12-2, oben zeigt den Leistungseintrag in das Testbündel. Die während der Rechnung verwendete elektrische Leistung P verläuft deckungsgleich mit der gesamten elektrischen Leistung des Versuchs Ptot. In ATHLET-CD ist ein Heizmodell implementiert, bei dem die Verluste in den zu den Heizstäben führenden Leitungen über einen äußeren Widerstand berücksichtigt werden. Bei der Rechnung wurde ein äußerer Widerstand von 4,9 mΩ pro Stab angenommen, der bei Erreichen der Voroxidationsphase (ca. 2523 s) aufgrund der Temperaturabhängigkeit dieses Wertes um 40 % erhöht wurde, was zu einer geringen Reduktion der elektrischen Gesamtleistung führte. Diese Maßnahme wurde bereits bei den neueren Nachrechnungen zu QUENCH-07 und bei der QUENCH-08 Rechnung /AUS 04c, AUS 05/ benutzt und hat dazu beigetragen, den geringen Temperaturanstieg während der Voroxidationsphase in besserer Übereinstimmung mit den Messdaten zu rechnen.

Die eingespeisten Massenströme Dampf, Argon, Luft (O_2, N_2) und Quenchwasser entsprechen den Messdaten. Der Druck im System liegt zwischen 0,2 MPa (unten, Messgröße P511) und 0,193 MPa (oben, P512).

Die Dampf-Oxidation des Zirkons wurde mit den Beziehungen von Cathcart (T <1773 K) bzw. Prater-Courtright (T >1773 K) berechnet (IOXMOD=15). In der vorliegenden Nachrechnung tragen die Oxidation der Brennstab-Hüllrohre, der Abstandshalter (GRID2–5) und die Innenseite des Shrouds zur H_2-Produktion bei.

Für die Oxidation des Zirkons in der Luftumgebung wurde ein neues Modell eingesetzt, das neben der Zr-Oxidation in Dampfumgebung auch die Zr-Oxidation in Sauerstoff (Luft)-Umgebung berechnet. Die Oxidationsreaktion wird hierbei mit einem ähnlichen Ratenansatz modelliert, wobei die für Sauerstoff (Luft) verwendeten Korrelationen generell zu höheren Reaktionsraten und höheren exothermen Energien im Vergleich mit der Oxidation in Dampf führen. Für die Auswahl der Reaktionsrate stehen derzeit 3 verschiedene Korrelationen zur Verfügung /BAL 05/; in der hier gezeigten Rechnung wurde die Sauerstoff-Oxidationsrate nach dem Modell von Powers et al. (NUREG1) /POW 94/ berechnet. Der Eingabewert FLIMOX, der die Berechnung des Reduktionsfaktors $g(p_{O2})$ beeinflusst und zur Erkennung von Sauerstoffmangel-Situationen dient, wurde in der vorliegenden Rechnung auf 0,08 gesetzt /BAL 05/. Der entsprechende Eingabewerte für die Erkennung von Dampfmangel bei der Berechnung der Oxidati-

onsrate in Dampfumgebung wurde entsprechend den bisherigen QUENCH-Rechnungen mit OXXLIM= 0,1 belegt.

4.12.5 Ergebnisse der Nachrechnung

Nach einer Vorlaufrechnung, um das System mit den vorgegebenen Randbedingungen zu stabilisieren, wurde die Rechnung bis zu einer Problemzeit von 16000 s durchgeführt. Die erforderliche CPU-Zeit für die Nachrechnung beträgt 2,9 Std. (mit Vorlaufrechnung) auf dem Rechner mserver1 der GRS. Der mittlere Zeitschritt für die Rechnung von 16000 s Problemzeit (ohne Vorlaufrechnung) liegt mit 33740 Zeitschritten bei 0,47 s.

- Temperaturverhalten

Die Abb. 4.12-3 bis 4.12-7 zeigen einen Vergleich der gemessenen und berechneten Stabtemperaturen in verschiedenen Höhen des Bündelbereichs; jeweils für den gesamten Zeitbereich bis zur vollständigen Abkühlung des Bündels (oben: 0 – 15000 s), als auch für den Zeitausschnitt gegen Ende der Lufteinbruchsphase bis zur Beendigung des Quenchvorgangs (unten: 13200 – 13700 s). Die berechneten Heizleiter-Temperaturen zeigen mit Ausnahme der Positionen zwischen 0,5 und 0,8 m über alle Phasen des Versuchsablaufs gemittelt gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten. Auch das im Experiment in der Voroxidationsphase (~2500 s - 9300 s) lang andauernde Plateau der Stabtemperaturen (T~1600 – 1700 K) konnte aufgrund von Datensatz- und Programmoptimierungen, die anhand von Arbeiten zu QUENCH-07 durchgeführt worden waren /AUS 05/, mit der richtigen geringen Steigung nachgerechnet werden. Während die berechneten und gemessenen Temperaturen auch in der Zwischenkühlphase und zu Beginn der Lufteinbruchsphase in allen Höhen nahezu deckungsgleich verlaufen, zeigen sich während der Temperatureskalation bei ca. 13000 s Abweichungen in der örtlichen Verteilung: im Bereich der Bündelmitte ist der Temperaturanstieg durch die Zr-Luft Oxidation zu groß (Abb. 4.12-4, -5), im Bereich der heißesten Positionen bei 850 mm gerade richtig (Abb. 4.12-6), im oberen Bündelbereich steigen die Temperaturen dagegen zu wenig an (Abb. 4.12-7). Dieses Verhalten ist gut aus Abb. 4.12-8 zu ersehen, in der das axiale Temperaturprofil zum Ende der Luftoxidationsphase, unmittelbar vor Beginn der Wassereinspeisung (13392 s), aufgetragen ist. Die größte Differenz in der Temperaturentwicklung zwischen Rechnung und Messung zeigt sich hier in einer Bündelhöhe von 550 mm.

Mit dem Beginn der Quenchwasser-Einspeisung bei 13394 s zeigt sich bei den gemessenen Temperaturen zum Teil eine sofortige Auswirkung auf die Stäbe (Abb. 4.12-4, unten, gedehnter Zeitmaßstab), andere zeigen die Benetzung erst nach einer Verzögerung von ca. 70 s an. In der Rechnung beginnt das eingespeiste Wasser etwa zeitgleich mit den Experimentdaten bei 13400 s in die mittleren Positionen des Bündelbereichs vorzudringen (Abb. 4.12-4, unten, Fluid). Aber noch bevor eine merkliche Auswirkung auf die Stabtemperaturen zu erkennen ist, bewirkt die gleichzeitig mit dem Start der Wassereinspeisung erfolgte Abschaltung des Luftstroms eine Umkehr der Wasserströmung, bis der Bereich unterhalb der beheizten Länge mit Wasser vollständig gefüllt ist. Mit ca. 50 s Verspätung gegenüber der sofort gekühlten Messposition TFS 5/8 zeigt die berechnete Fluidtemperatur die erneute Einströmung in 450 mm Bündelhöhe an. Erst dann erfolgt der „Turn-Around“, sowie die schnelle Abkühlung und Wiederbenetzung der Stabtemperaturen. Die berechnete Abkühlung der Stäbe erfolgt in allen Höhen in guter Übereinstimmung mit den im Versuch später benetzten Thermoelementen, wie aus den mit gedehntem Zeitmaßstab dargestellten Temperaturbildern (Abb. 4.12-3 bis -7, unten) zu sehen ist. Hierbei stellt der berechnete Verlauf der Abkühlung eine einhüllende Kurve der gemessenen Temperaturverläufe dar und könnte somit als „konservativ, jedoch noch gut übereinstimmend“ bezeichnet werden.

Übereinstimmend in Rechnung und Messung tritt die maximale Heizstabtemperatur in 850 mm Höhe auf (Abb. 4.12-8, Experimentdaten aus /STU 05/). Die maximal berechnete Temperatur von 2143 K (13410 s) stimmt gut mit dem in /STU 05/ gegebenen Maximalwert von 2102 K (Mittelwert der TFS-Messdaten) überein. In /SEP 04/ ist als maximal gemessene Temperatur mit 2209 K die 950 mm-Position des Eckstabs A angegeben, wozu es keinen Vergleichswert der Rechnung gibt, da die Eckstäbe in der ATHLET-CD Rechnung nicht simuliert wurden.

- Oxidation und Abschmelzverhalten

Ein wichtiges Untersuchungsziel der QUENCH–Versuche ist die Ermittlung des Wasserstoff-Quellterms. Der berechnete Zeitverlauf der H_2-Erzeugungsrate und somit auch der integrale Anstieg der Wasserstoff-Erzeugung verlaufen bis ca. 13500 s nahezu gleich mit den Versuchsdaten (Abb. 4.12-9). Während in der Rechnung etwa zeitgleich mit der Massenspektrometer-Messung MS GAM300 die Wasserstoff-Erzeugung bereits ca. 100 s nach Beginn des Quenchvorgangs als beendet angezeigt wird, reagiert die Caldos-Messung träger und klingt erst nach 14500 s völlig ab. In /SEP 04/ wird die insgesamt erzeugte Wasserstoff-Menge in Übereinstimmung mit der MS GAM300-Messung mit 52,9 g angegeben, wobei 90 % (47,7 g) vor Beginn der Quenchphase

und nur 10 % (5,2 g) während der Quenchphase freigesetzt werden. In der ATHLET-CD Rechnung ergibt sich eine insgesamt erzeugte Wasserstoff-Menge von 51,9 g, also 98 % des gemessenen Wertes. Bis zum Beginn des Quenchens liegt die Freisetzung bei 47,6 g, ist also praktisch identisch mit dem gemessenen Wert. Im Vergleich mit Nachrechnungen zu den früheren Versuchen QUENCH-07 bis QUENCH-09, bei denen die Wasserstoff-Erzeugung zum Teil erheblich zu niedrige Werte ergab /ERD 03a, AUS 04c, ERD 03b/, ist in dieser Rechnung die Übereinstimmung außerordentlich gut. Bei früheren Rechnungen wurde der zu niedrige Wert darauf zurückgeführt, dass einige Zirkaloy-Komponenten in der Rechnung nicht abgebildet werden (z. B. Eckstäbe nicht simuliert, Oxidation der Shroud-Außenwand nicht möglich), bzw. dass der Einfluss der Heizmaterialien (W, Mo) und Thermoelemente beachtet werden muss /STM 04/. Aus der Nachrechnung für QUENCH-10 kann man daher vermuten, dass diese Effekte hier nur eine untergeordnete Rolle spielen. Eine endgültige Bewertung und Auswertung des Versuchs gerade im Hinblick auf die Verteilung der H_2-Produktion auf die Einzelkomponenten der Anlage, wie sie für die Versuche bis einschließlich QUENCH-09 durchgeführt wurde, liegt bisher für QUENCH-10 nicht vor.

Ein wichtiges Ergebnis des QUENCH-10 Tests, dessen Hauptuntersuchungsziel das Oxidationsverhalten unter Einwirkung eines Dampf- und Luftgemisches war, ist auch, dass im Zeitraum der Lufteinwirkungsphase (11626 s bis 13393 s) keine Wasserstoff-Erzeugung festzustellen ist. Bereits nach dem Beginn der Zwischenkühlphase stagniert übereinstimmend in Rechnung und Messung bei ca. 9600 s aufgrund der zu niedrigen Temperaturen die Voroxidation; jedoch auch in der Phase der Temperatureskalation bei ca. 13000 s (vgl. Abb. 4.12-6) wird bis zum Abschalten des Luftstroms mit dem Beginn des Quenchvorgangs kein Wasserstoff erzeugt. Dieser Befund von QUENCH-10 deckt sich mit früheren experimentellen Ergebnissen, wonach keine Dampfoxidation stattfindet, also kein H_2 produziert wird, solange ausreichend Luft bzw. Sauerstoff vorhanden ist. Da in der Literatur bisher keine genauen Angaben verfügbar sind, bis zu welcher Sauerstoff-Konzentration die Oxidation von Zirkon in Luft eindeutig Vorrang vor der Oxidation von Zr in Dampfumgebung besitzt, musste für die Modellierung in ATHLET-CD eine zahlenmäßig willkürliche Annahme für das Ausschalten der Dampf-Oxidation bei beginnender Luft-Oxidation getroffen werden. Der derzeitig bei einem relativen Sauerstoff-Partialdruck p_{O2} / p_{ges} zwischen 10^{-2} und 10^{-3} programmierte Übergang für den Wechsel zwischen Dampf- und Luft-Oxidation scheint die im Experiment QUENCH-10 vorhandenen Gegebenheiten gut zu simulieren, wie aus dem im betreffenden Zeitraum um 13000 s übereinstimmenden Verhalten der H_2-Freisetzung (s. Abb. 4.12-9) zu ersehen ist.

Betrachtet man dagegen den in der Luft-Oxidationsphase verbrauchten Sauerstoff (Abb. 4.12-10), so ist für die Rechnung eine zu hohe O_2-Ausströmrate, d. h. ein zu geringer Verbrauch von Sauerstoff im Vergleich mit den Testdaten festzustellen. Während die Messung kurz vor dem Ende der Lufteinbruchsphase bei ~13300 s (Ende 13400 s) einen vollständigen Verbrauch des vorhandenen Sauerstoffs bis zum oberen Bündelende zeigt, bleibt in der Rechnung ca. ¼ des eingespeisten O_2-Massenstroms zur Ausströmung übrig. Abb. 4.12-11 zeigt den als Multiplikator für die Oxidationsrate benutzten Reduktionsfaktor $g(p(O_2))$, der ein Maß für die vorliegende O_2-Konzentration darstellt. Wie aus den Werten zu ersehen ist, wird in den letzten 100 s der Luftoxidationsphase aufgrund des gesunkenen O_2-Partialdrucks nur ca. 1/10 der ursprünglich berechneten Reaktionsrate wirksam ($g(p(O_2) \sim 0{,}1$). Um den Sauerstoff-Verbrauch in diesem Zeitraum entsprechend den Messdaten nachzurechnen, muss der Reduktionsfaktors $g(p(O_2))$ trotz des geringen O_2-Partialdrucks höhere Werte annehmen.

Die analytisch bestimmte Dicke der auf den Hüllrohren gebildeten Oxidschichten zum Zeitpunkt unmittelbar vor Beginn des Quenchens (13392 s) ist in Abb. 4.12-12 dargestellt. Da der vor dem Quenchen aus der Versuchsanordnung gezogene Eckstab D leider beim Herausziehen in einer Höhe von ca. 0,9 m abgebrochen ist, können die Schichtdicken nur bis zu dieser Höhe mit gemessenen Werten verglichen werden. Der für den Vergleich herangezogene äußere Kreis der Heizstäbe (ROD3, Eckstab nicht simuliert) zeigt übereinstimmend für Experiment und Rechnung im unteren Bündelbereich bis ca. 0,5 m nahezu keine Oxidation (Schichtdicke unter 0,1 mm); der bei 0,85 m berechnete Wert von ca. 0,6 mm stimmt ebenfalls gut mit der gemessenen Oxidschichtdicke überein. Im Bereich zwischen 0,55 und 0,8 m wird die Oxidation in der Rechnung entsprechend den hier zu hoch berechneten Temperaturen (Abb. 4.12-8: axiales Temperaturprofil) überschätzt.

Obwohl die maximalen Temperaturen in einer Höhe von 0,85 m berechnet werden (Abb. 4.12-8), liegt das Maximum der Oxidschichtdicke mit geringfügig höheren Werten bei 0,95 m. Die Ursache hierfür sind die in dieser Position höheren Temperaturen innerhalb der Voroxidationsphase.

Während die maximal berechnete Oxidschichtdicke vor Beginn des Quenchens bei 640 µm liegt (Abb. 4.12-12), steigt sie bis zum Ende der Rechnung auf 770 µm an. Eine vollständige Oxidation des Hüllrohres (Gesamtdicke 725 µm) tritt in der Nachrechnung nicht auf (Volumenzunahme des oxidierten Materials). Auch ein Schmelzen der Hüllrohre wird bis zur Beendigung der Simulation nicht berechnet, da sich in den Positionen maximaler Temperaturen (Abb. 4.12-6: 850 mm) nach dem Beginn des

Quenchvorgangs keine wesentliche Temperatur-Erhöhung mehr einstellt. Während in /SEP 04/ und /STU 05/ die maximal gemessenen Temperaturen vergleichbar mit den in der Rechnung erreichten Maximaltemperaturen mit ca. 2200 K angegeben werden, spricht das nach dem Test vorliegende, zwischen 750 mm und 1000 mm stark beschädigte Erscheinungsbild der Anlage für das Auftreten höherer Temperaturen im Experiment. Die Anzeige höherer Temperaturen, z. B. des Shroud-Thermoelements TSH 12/0 I nach 13400 s (Abb. 4.12-6), wurde laut /SEP 04/, S. 21, als fehlerhaft interpretiert und in der Liste der gültigen Maximaltemperaturen (/SEP 04/, S. 25) nicht gewertet.

Durch die Kr-Messung wird im Experiment bereits in der Voroxidationsphase (3710 s) ein leichtes Versagen der Brennstab-Simulatoren angedeutet, ein weiteres Versagen tritt in der Zwischenkühlphase (10113 s) auf; schließlich wird 36 s nach Beginn der Quenchphase (13429 s) ein massives Versagen detektiert. In der Rechnung wird dagegen kein Hüllrohrversagen berechnet; außerdem wird bis zum Ende der Rechnung keine metallische oder keramische Schmelze angezeigt.

Die durch Zirkon-Oxidation insgesamt erzeugte chemische Leistung ist aus Abb. 4.12-13 zu ersehen. Während das Signal der Experimentdaten offensichtlich die aus der H_2-Erzeugungsrate (MS GAM300) berechnete Oxidations-Wärmeleistung enthält, werden in der ATHLET-CD Rechnung die chemischen Wärmeleistungen der Dampf- und Luft-Oxidation addiert und in der Summe dargestellt. Für den Zeitbereich der Voroxidationsphase, in dem nur die Dampf-Oxidation vorliegt, zeigen Rechnung und Experiment einen nahezu identischen Verlauf, wobei die Werte aus dem Test etwas höher als die berechneten Werte sind. Verglichen mit der den Stäben elektrisch zugeführten Heizleistung (Abb. 4.12-2) beträgt die durch Hüllrohroxidation erzeugte exotherme Leistung nur etwa 1/10 während der Voroxidationsphase (~1 kW gegenüber 13 kW); ist etwa gleich zum Ende der Luft-Oxidationsphase (~8 kW), worauf ein Anstieg auf den 5-fachen Wert zu Beginn der Quenchphase folgt (chem. Leistung ~18 kW, elektrische Eingangsleistung 3,9 kW). Die in den Experimentdaten auftretende Spitze erreicht sogar einen Wert von 85 kW; vergleichsweise niedrig ist der Wert von 18 kW in der Rechnung. Dies deutet wie das Zerstörungsbild der Anlage nach dem Test ebenfalls darauf hin, dass nach dem Quenchbeginn noch auftretende Temperaturspitzen messtechnisch nicht vollständig erfasst wurden bzw. in der Rechnung eine nach Quenchbeginn noch einsetzende Temperaturerhöhung nicht ausreichend nachgerechnet wurde.

4.12.6 Zusammenfassung und Bewertung

Das Bündelexperiment QUENCH-10 wurde mit dem Rechenprogramm ATHLET Mod 2.0 Cycle B / ATHLET-CD Mod 2.0 Cycle B nachgerechnet und die Rechenergebnisse mit den Messdaten verglichen. Der Versuch QUENCH-10 dient als Testfall zur Untersuchung der Zirkon-Oxidation bei einem Lufteinbruch, nachdem die Hüllrohre in Dampfumgebung bereits einer erheblichen Voroxidation ausgesetzt waren. Die in einer Dampf- und Luftmischung oxidierten Hüllrohre werden anschließend durch Quenchen von unten schnell abgekühlt.

Die Auswertung des am 21. Juli 2004 durchgeführt Experiments QUENCH-10, insbesondere die Materialanalyse zur Erfassung der Bündelzerstörung ist derzeit noch nicht abgeschlossen.

Der Vergleich der analytischen mit den experimentellen Daten zeigt mit Ausnahme der Positionen zwischen 0,55 und 0,75 m Bündelhöhe insgesamt eine gute Übereinstimmung der berechneten Temperaturen, insbesondere der auftretenden Maximaltemperaturen. Das im Experiment in der Voroxidationsphase lang anhaltende Temperaturplateau konnte nach Arbeiten für QUENCH-07, die darauf abzielten, hier eine bessere Überreinstimmung des Temperaturplateaus zu erreichen, ohne weitere Datensatzoptimierungen gut nachgerechnet werden. Die integrale H_2-Erzeugung stimmt bis auf einen etwas zu geringen Anstieg in der Quenchphase sehr gut mit den Experimentdaten überein.

Bei der vorliegenden Rechnung war das Hauptziel, das neu in ATHLET-CD implementierte Oxidationsmodell für Luft zu testen und hiermit das Verhalten während der Lufteinspeisephase richtig zu simulieren. Während das für Dampf- und Luftumgebung gemeinsam angewendete Modell für einen ersten Test zufrieden stellende Ergebnisse lieferte und im Hinblick auf die Temperatureskalation und die Wasserstoffbildung zu guter Übereinstimmung mit den Versuchsdaten führt, konnte der durch die Messung belegte Sauerstoff-Verbrauch nicht gut nachgerechnet werden. Hier sollte durch eine Erhöhung der Luft-Oxidationsrate versucht werden, dem im Experiment ermittelten Sauerstoff-Gesamtverbrauch von 83,5 g (Rechnung 46 g) näher zu kommen.

Der Vergleich der Bündelzerstörung zeigt zwar gute Übereinstimmung in den im heißesten Bereich auftretenden Oxidschichtdicken vor Beginn des Quenchens, aber eine zu geringe Zerstörung im Vergleich mit dem Erscheinungsbild der Anlage zum Ende der Rechnung. Die in /SEP 04/ gezeigten Abbildungen weisen im Gegensatz zur Rech-

nung Stellen mit vollständiger Oxidation und geschmolzene Bereiche auf; unstimmig bleiben hierbei bis zur weiteren Auswertung des Versuchs die ebenfalls in /SEP 04/ und /STU 05/ angegebenen Maximaltemperaturen. Auch bei der Berechnung der axialen Temperaturverteilung könnte eine geeignete Erhöhung der Luft-Oxidationsrate (etwas niedrigere Rate bei Temperaturen um 1500 K, jedoch höhere Rate bei Temperaturen um 2000 K bzw. geänderte Berechnung des Reduktionsfaktors $g(p(O_2))$) zu besserer Übereinstimmung führen. Die Rechnung liefert somit einen Ansatzpunkt für die Optimierung des in ATHLET-CD neu eingebauten Luft-Oxidationsmodells.

4.13 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT3

Das Experiment PHEBUS FPT3 wurde am 18. November 2004 in der Phébus-FP Testanlage in Cadarache (Frankreich) durchgeführt. FPT3 war der fünfte und letzte Test einer 'in-pile' Versuchsreihe. Die ersten beiden Versuche dieser Reihe (FPT0, FPT1) dienten der Untersuchung der Bündelzerstörung und der Materialumlagerung mit der damit verbundenen Freisetzung von Spaltprodukten sowie dem Transport, der Ablagerung und der Rückhaltung im Primärkreislauf und dem Containment. Diese beiden Versuche wurden mit reichhaltigem Dampfangebot bei niedrigem Druck durchgeführt, wobei insbesondere das Verhalten der Spaltprodukte von Interesse war. Der Versuch FPT3 wurde ähnlich wie FPT2 (siehe Kap. 4.10) in einer dampfarmen Atmosphäre mit einer Einspeisung von Borsäure durchgeführt. Im Gegensatz zu den früheren Versuchen wurde beim Versuch FPT3 statt eines AIC-Steuerstabs ein Steuerstab mit Borkarbid (B_4C) als Absorbermaterial verwendet. Mit diesem Absorbermaterial sind französische Reaktoren (1300 MWe, 1450 MWe) und der zukünftige Reaktor EPR ausgerüstet. Die während der Abschmelzphase entstehenden Reaktionsprodukte konnten ebenfalls gemessen werden.

Bei einer ersten Nachrechnung mit der derzeit aktuellen Version von ATHLET-CD mod 2.1A konnten allein die Temperaturverläufe im Bündelbereich, im Plenum und in der vertikalen Leitung mit den experimentellen Temperaturverläufen verglichen werden, da andere Messdaten noch nicht vorlagen /ERD 06a/.

Der Vergleich zeigt eine sehr gute Übereinstimmung bezüglich des thermischen Verhaltens im Bündel. Zwischen den Temperaturverläufen im Plenum bzw. in der vertikalen Leitung zum horizontalen „heißem" Strang sind zwischen der Rechnung und den vorliegenden experimentellen Daten größere Unterschiede festzustellen. Ähnliche Differenzen liegen auch bei der Nachrechnung des Experiments FPT2 (Kap. 4.10) vor.

Hier muss noch detaillierter untersucht werden, ob die Differenzen auf Ursachen experimenteller Art oder auf die Modellierung in ATHLET-CD zurückzuführen sind.

Die Versuchsanlage ist in /JAC 00/ ausführlich dokumentiert, Kap. 2.4 enthält eine kurze Beschreibung.

4.13.1 Nodalisierungsmodell der FPT3 Teststrecke

Für die Analyse des Experiments FPT3 wurde das gleiche Nodalisierungsmodell der FPT Teststrecke verwendet wie für die Analyse des Experiments FPT2 (s. Kap. 4.10.1, Abb. 4.10-1 und Abb. 4.10-2).

4.13.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Anhand der Diagramme in Abb. 4.13-1 werden der Versuchsablauf und die in der Rechnung verwendeten Randbedingungen für den Druck, die Temperatur, die Bündelleistung und den Kühlmassenstrom im System dargestellt.

Vor dem Versuch wurden die Brennstäbe etwa eine Woche lang bestrahlt, um zusätzlich zu den bereits vorhandenen Spaltprodukten mit einer langen Zerfallszeit auch Spaltprodukte mit einer kurzen Zerfallszeit zu erzeugen. Nach einer daran anschließenden Übergangs- und Versuchsvorbereitungsphase begann der eigentliche Versuch.

In das Diagramm der Leistung (Bundle power in Abb. 4.13-1) sind die redundant gemessenen Leistungsdaten des Treiberkerns (G22cor36 Core bzw. MoyPg Bundle) eingetragen, die zur Erstellung der Eingabewerte für die Bündelleistung (TOTNPOW) dienten. Ferner ist noch die im Bündel berechnete thermische Leistung (SQPOW) eingetragen. Diese stimmt mit der vorgegebenen Leistung überein, solange keine Verlagerung des Brennstoffs stattgefunden hat ($t < 16000$ s). Die Umlagerung von Brennstoffmaterial in tiefere Bereiche, in denen der Neutronenfluss niedriger ist, hat eine Verringerung der Bündelleistung zur Folge.

Die Leistung wurde in verschiedenen Stufen mit 5 Leistungsplateaus erhöht.

Während des Leistungsanstiegs zum 3. Plateau (~11100 s) beginnt die Auflösung des Absorbermaterials durch das Stahlröhrchen. Etwas später erfolgen das Versagen des Stahlröhrchens und die Umlagerung des Steuerstabmaterials.

Die Leistungssteigerung nach dem 5. Plateau (~15420 s) hatte zum Ziel, die Schmelztemperatur des Brennstoffs zu erreichen. Es erfolgte Bildung und Umlagerung von keramischer Schmelze.

Nach dem Abschalten der Leistung folgte die Abkühlphase, und mit dem Abschalten der Kühlmitteleinspeisung wurde diese Versuchsphase beendet.

Für die Simulation des Experiments FPT3 mit ATHLET-CD wurden die Anfangs- und Randbedingungen entsprechend den experimentellen Daten vorgegeben.

Der Druck im System wurde als Randbedingung im Containment-Objekt (CONTAN) mit 0,22 MPa vorgegeben. Die Darstellung (Abb. 4.13-1) enthält den Druckverlauf der Rechnung im Eintrittsvolumen des Bündels (BUNDLE(1)) sowie zum Vergleich den in der heißen Leitung im Bereich “point C“ (Abb. 2.4-1) gemessenen Druckverlauf (PRPF707).

Die Einspeisetemperatur des Kühlmittels in die Teststrecke (INTEMP) wurde mit ~440 K (165 °C) vorgegeben. Zum Vergleich ist in Abb. 4.13-1 der gemessene Temperaturverlauf im Bündeleintritt (TCK44) eingetragen. Ferner enthält das Diagramm auch noch die gerechneten und gemessenen Temperaturverläufe am Bündelaustritt (BUNDLE(26), TCX46, TCX47). Die Austrittstemperatur der Rechnung stimmt mit dem gemessenen Temperaturverlauf bis etwa $t < 10500$ s gut überein. Dann erfolgt beim Experiment ein Temperaturanstieg der von der Rechnung mit einer Verzögerung von ca. 600 s ausgewiesen wird. Zu späteren Zeiten hin wird die Temperatur am Bündelaustritt von der Rechnung um ~200 K überschätzt.

Der den experimentellen Daten angepasste Eingangsmassenstrom (DEBITH2O) des Kühlmittels Dampf in das Testbündel wird entsprechend der Modellierung zwischen den beiden Kernkanälen BUNDLE und BYPASS aufgeteilt (INFLOW). In das Diagramm (Abb. 4.13-1) sind zusätzlich noch der aus dem Bündel austretende Dampfmassenstrom (Exflow vap.) und der insgesamt austretende Massenstrom (Dampf + Gase: Exflow tot.) der ATHLET-CD Rechnung eingetragen. Ab ~9000 s beginnt die Phase der heftigen Zr-Oxidation. Die starke Strömungsabnahme resultiert aus der chemischen Zr-Reaktion, bei der eine große Menge Dampf verbraucht und H_2 erzeugt wird. Nachdem das metallische Zr nahezu vollständig oxidiert ist, steigt der Austrittsmassenstrom wieder an.

Zur Berechnung der Freisetzung von Spaltprodukten stehen in ATHLET-CD z. Zt. acht verschiedene Modelle zur Verfügung. Für diese Nachrechnung wurde ein Modell aus-

gewählt, das von den Entwicklern bei Vorhandensein von bestrahlten Brennstäben empfohlen wird (Option NMODI= 7 in der ATHLET-CD Eingabe).

4.13.3 Ergebnisse der Nachrechnung

Zurzeit liegen vom Experiment FPT3 nur einige ausgewählte Temperaturverläufe im Bündelbereich und im Plenum mit der vertikalen Leitung zur horizontalen heißen Leitung zum Dampferzeuger vor, die im aktuellen Validierungsvorhaben mit den entsprechenden Ergebnissen der ersten Nachrechnung verglichen werden können. Weitere Analysen zur Validierung von ATHLET-CD – speziell zur Freisetzung und dem Transport von Spaltprodukten, Aerosolen und möglichen chemischen Verbindungen – müssen in einem späteren Vorhaben erfolgen.

In den Legenden der Diagramme sind die experimentellen Daten mit den Messstellenbezeichnungen gekennzeichnet. Die gerechneten Ergebnisse haben Bezeichnungen entsprechend der Nodalisierung (siehe Kap. 4.10.1, Abb. 4.10-1, Abb. 4.10-2).

Tab. 4.13-1 enthält eine kurze Übersicht zu dem mit ATHLET-CD gerechneten Störfallablauf. In die Tabelle wurden auch Ergebnisse der in Kap. 4.13.4 diskutierten Variationsrechnungen mit aufgenommen. Die Angaben in Klammern weisen auf die Herkunft der Zeitpunkte hin.

- Temperaturverhalten

In Abb. 4.13-2 bis Abb. 4.13-5 werden gemessene und berechnete Temperaturverläufe im Bündelbereich in den Höhen -82 mm (Eintrittszone ins Bündel) bis 900 mm (beheizte Zone im oberen Bereich) verglichen.

Dargestellt sind berechnete Temperaturverläufe des Steuerstab-Führungsrohrs (C-ROD), der Hüllrohre der Stäbe (ROD_1, ROD_2) und in der Bündelumfassung (S_1/4, S_out) sowie die Temperatur des Kühlmittels (Fluid). Zum Vergleich sind mit Ultraschall-Thermometern (TUS) oder Thermoelementen (TCW) gemessene Temperaturen der Brennstäbe, des Führungsrohrs (TCX) und in der Bündelumfassung (TCK, TCB) eingetragen. Insgesamt weisen die berechneten Temperaturverläufe eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Verläufen auf.

Im unteren Bereich bis 150 mm (Abb. 4.13-2) liegen zum Vergleich nur Messwerte des Kühlmittels im Eintritt sowie Temperaturdaten innerhalb und an der Außenseite der Bündelumfassung vor.

Abb. 4.13-3 zeigt weitere Ergebnisse aus dem unteren Drittel des beheizten Bereichs (200 bis 350 mm). Der Temperaturanstieg der Hüllrohre wird von der Rechnung bis ca. 10000 s sehr gut wiedergegeben, speziell in der Ebene bei 250 mm. Die gemessenen Vergleichstemperaturen in der Ebene darunter bzw. darüber (bei 200 bzw. 300 mm) liegen um ca. 100 K über den gerechneten Werten. Die Spitzenwerte der Temperaturen in diesem Bündelbereich werden von der Rechnung zu etwas späteren Zeiten erreicht und übersteigen dann die gemessenen Daten. Der steile Temperaturanstieg bei 250 mm nach ~10200 s im Experiment bzw. nach ~11000 s in der Rechnung wird von Schmelzmaterial hervorgerufen, das aus höheren Bereichen nach unten verlagert wird und dort aufgrund des Temperaturanstiegs zu einer verstärkten Oxidation führt. Der deutliche Temperaturabfall nach ~11200 s wird durch das Nachlassen der exothermen Oxidationsreaktion infolge der zunehmenden Oxidationsschichtdicke hervorgerufen. Die gemessenen Temperaturen der Brennstäbe verlaufen in dieser Ebene (250 mm) - anders als in den Ebenen darunter (200 mm) bzw. darüber (300 mm) - deutlich unterhalb den gerechneten Temperaturen. Die Temperaturen der Bündelumfassung werden von der Rechnung während der gesamten Testphase gut wiedergegeben. Die Abweichungen zu den Messwerten liegen unter 100 K.

In diesem unteren Drittel des beheizten Bereichs wird von der Rechnung zum Ende des Versuchs ab ca. 16000 s, kurz nach Beginn der letzten Leistungssteigerung ein erneuter deutlicher Temperaturanstieg ausgewiesen, der in den darüber liegenden Ebenen (Abb.4.13-4) nicht so ausgeprägt auftritt. Der Grund hierfür liegt darin, dass sich zu dieser Zeit erneut Material von oberen Ebenen nach unten verlagert. Der Austrittsmassenstrom nimmt gleichzeitig wegen der erneut zunehmenden Oxidationsreaktion ab (Abb. 4.13-1).

Im mittleren Drittel des beheizten Bereichs (400 – 600 mm) liegen die berechneten Hüllrohrtemperaturen bis ca. 8000 s um etwa 150 K unterhalb der zum Vergleich herangezogenen Messwerte (Abb. 4.13-4). Im späteren Verlauf nähern sich gemessene und berechnete Daten an. Die mit den ’Ultrasonic Thermocouples’ gemessenen Temperaturverläufe stimmen mit den gerechneten Daten bis zum Beginn der starken Oxidationsreaktion ab ca. 10000 s überein. In der späteren Phase liegen diese Messwerte deutlich unterhalb der Rechnung. Weil ein ähnliches Verhalten im gesamten beheizten Bereich festzustellen ist, scheint hier eine systematische Abweichung von der tatsächlich aufgetretenen Temperatur vorzuliegen. Die stufenweise Erhöhung der Leistung zwischen etwa 11100 s und 15420 s beeinflusst den Temperaturverlauf nur wenig, es ist eine nahezu kontinuierliche Temperaturerhöhung der Brennstäbe festzustellen. Da-

nach erfolgt eine kontinuierliche Erhöhung der aufgeprägten Leistung durch das “Driver Core“ (TOTNPOW) bis zum Abschalten nach ca. 17365 s. Ab ca. 16495 s ist die Zunahme der thermischen Leistung im Bündel (SQPOW, Abb. 4.13-1) bis zum Abschalten infolge der Umlagerung von größeren Materialmengen deutlich niedriger, was zu einem leichten Temperaturabfall der Brennstäbe führt. Auch in diesem Bereich werden die Temperaturen der Bündelumfassung im Vergleich zu den Messdaten von der Rechnung sehr gut nachvollzogen (Ebenen 400 mm, 500 mm, Abb. 4.13-4).

In den Diagrammen der Abb. 4.13-5 sind Temperaturverläufe im oberen Teil des beheizten Bereichs (Ebenen 600 – 900 mm) dargestellt. Oberhalb von 700 mm treten sowohl bei der Rechnung als auch im Experiment Temperaturspitzen infolge erhöhter Oxidation auf. Von der Rechnung werden diese Maxima gegenüber dem Experiment zu deutlich späteren Zeitpunkten ausgewiesen, z. B. 800 s später bei 700 mm und 1500 s später bei 900 mm. Oberhalb von 700 mm ist auch ab ca. 16000 s eine erneute Temperatursteigerung bei den Brennstäben infolge der erhöhten Leistungssteigerung und der Zunahme der Oxidation festzustellen. Die Temperaturverläufe der Bündelumfassung werden von der Rechnung zum Teil gut wiedergegeben (Ebenen 600 - 700 mm).

Die Diagramme der Abb. 4.13-6 zeigen zu ausgewählten Zeiten die axialen Temperaturverteilungen des Steuerstabführungsrohrs, des Hüllrohrs ROD2 und der Bündelumfassung sowie die axiale Leistungsverteilung im Bündel. Der Leistungseinbruch zwischen 0,4 und 0,5 m wird dadurch hervorgerufen, dass in diesem Bereich das Material der Brennstäbe geschmolzen ist und umgelagert wurde, wie Abb. 4.13-10 und Abb. 4.13-13 zeigen. Die axialen Temperaturverläufe des Führungsrohrs und des Hüllrohrs sind nahezu gleich. In der Bündelumfassung ist der Temperaturverlauf ähnlich, aber erwartungsgemäß niedriger. Speziell im oberen Bereich verläuft die Temperaturzunahme der Bündelumfassung gegenüber der der Brennstäbe bzw. des Führungsrohrs deutlich flacher.

- Oxidation und H_2 Erzeugung

In Abb. 4.13-7 sind die bei der Oxidation des Zirkoniums und des Absorbermaterials B_4C erzeugten Reaktionsprodukte sowie die dabei verbrauchten Massen von Dampf, Zirkonium und Absorbermaterial B_4C dargestellt. Zum Vergleich mit der Rechnung sind zwei an verschiedenen Messstellen im Bereich G der kalten Leitung (Abb. 2.4-1) ermittelte H_2-Massenströme bzw. die insgesamt erzeugten Massen mit in die Diagramme eingetragen (SDHY700, SDHY701). Zur übersichtlicheren Darstellung ist in den Dia-

grammen der Dampfmassenstrom entsprechend dem Molenverhältnis verringert (Steam/9) und die erzeugte CH_4-Masse um den Faktor 10 vergrößert.

Der Anstieg der H_2-Erzeugungsrate verläuft im Zeitbereich von ~8200 bis ~9600 s beim Experiment steiler als bei der Rechnung. Zwischen etwa 9600 – 10000 s stimmen der gemessene und gerechnete ausströmende H_2-Massenstrom sehr gut überein. Der gemessene Massenstrom steigt bis zu einem maximalen Wert von ca. 0.052 g/s an, der gerechnete erreicht ca. 0.055 g/s. Während ab ca. 10400 s der gemessene Massenstrom abnimmt, strömen bei der Rechnung bis ca. 11965 s weiterhin noch ~0.052 g/s aus. Integral wird daher von der Rechnung gegenüber der Messung während dieses Zeitraums eine deutlich höhere Masse H_2 erzeugt (vgl. Total H2 mit int(SDHY700, SDHY701) in Abb. 4.13-7). Ab etwa 12400 s bis ca. 16495 s stimmen der Massenstrom der Rechnung und des Experiments wiederum sehr gut überein. Nach ~16495 s wird sowohl von den Messwerten als auch von der Rechnung eine erneute Erhöhung der ausströmenden Masse ausgewiesen. Dieses wird durch die Umlagerung von noch nicht oxidiertem Material aus höheren Regionen in tiefere, heißere Bereiche hervorgerufen.

Die insgesamt erzeugte H_2 Masse (Abb. 4.13-7) beträgt bei der Rechnung 141,6 g (Total H2), wobei ca. 108 g allein aus der Oxidation der Hüllrohre der Brennstäbe erzeugt werden (Bundle). Aus den Messdaten ergeben sich 126,7 g (int(SDHY700)) bzw. 107,8 g (int(SDHY700)). Bei einem Vergleich dieser Daten muss berücksichtigt werden, dass z. B. in der Schmelzmasse der Brennstäbe bei der Rechnung keine Oxidationsreaktion mit H_2-Erzeugung (ACMELTH2) erfolgt. Die Abstandhalter (Zry) wurden bei dieser Rechnung nicht gesondert berücksichtigt. Dafür wurden in diesem Bereich die Stiffener entsprechend modelliert, um die Oxidation dieser Gitter zu simulieren. Die B_4C-Oxidationsreaktion startet gegenüber der Zr/Dampf-Reaktion etwas später. Dabei entstehen die folgenden Reaktionsprodukte: H_2: 22 g, CO: 18 g, CO_2: 25 g, CH_4: 0,4 g (siehe Abb. 4.13-7).

In der Abb. 4.13-7 sind zusätzlich noch Übersichten über die bei den Reaktionen beteiligten Massen Zr und B_4C dargestellt. Es wurden über 70 % des metallischen Zr oxidiert und etwa 90 % des Absorbermaterials B_4C.

Abb. 4.13-8 zeigt in zwei Diagrammen die zeitliche Zunahme der Oxidschichtdicke der Brennstabhüllen für die repräsentativen Stäbe ROD1 und ROD2. Die Oxidation beginnt ungefähr in der Mitte des Bündels (level 15), wo die maximale Leistung auftritt. Die Oxidationsfront wandert zunächst nach unten und oben (level 13 - 17; 11- 19). Nach

~10000 s wächst die Oxidschichtdicke in den unteren Bereichen dann schneller an: level 15, 13, 11, 9. Nachdem in diesen Bereichen die metallische Zr-Schicht weitgehend oxidiert ist, gelangt wieder genügend heißer Dampf auch in die oberen, noch nicht oxidierten Bereiche des Bündels, in denen dann auch die Zirkon/Dampf-Reaktion erfolgt: level 17, 19, 21.

- Schmelzebildung

Das Abschmelzen der Brennstäbe erfolgt diskontinuierlich (Abb. 4.13-8). Erst nach ~15975 s bildet sich infolge einer genügend hohen Temperatur von über 2600 K bei einer Oxidschichtdicke von über 0,3 mm die erste keramische Schmelze aus, die aber bereits infolge der Umlagerung in kältere Bereiche nach kurzer Zeit wieder erstarrt. Bis zum Ende des Versuchs kommt es wiederholt und diskontinuierlich zur Bildung von keramischer Schmelze mit nachfolgender Erstarrung. Eine Ausbreitung von Schmelzmaterial in radialer Richtung und die Auswirkung auf benachbarte Bereiche werden von dem Modell in ATHLET-CD nicht berücksichtigt.

Für den Steuerstab wird in dieser Rechnung kein Schmelzmaterial ausgewiesen, weil die dafür vorgegebene, zu hohe Versagenstemperatur von 2623 K nicht erreicht wurde. Die Abnahme der nicht geschmolzenen Masse des Absorbermaterials (Abb. 4.13-8: not m. abs. mat.) wird durch die Bildung des eutektischen Gemischs mit dem Stahlröhrchen hervorgerufen.

Bei der Zr/Dampf-Reaktion wird ein Energiestrom freigesetzt, der in Abb. 4.13-9 je Stab und Längeneinheit in verschiedenen Höhen dargestellt ist. Die Diagramme zeigen, dass der Energiestrom bei der Oxidation des Führungsrohrs gegenüber dem der Brennstäbe deutlich höher ist. Im mittleren Stabbereich (350 – 700 mm) tritt der höchste freigesetzte Energiestrom auf.

Das Abschmelzen und die Materialumlagerung sind in Abb. 4.13-10 für die repräsentativen Brennstäbe ROD1 und ROD2 zu verschiedenen Zeiten dargestellt. Am Ende der Rechnung ist das Material von ROD1 aus dem Höhenbereich zwischen ~0.3 m und 0,6 m in den Höhenbereich unterhalb von 0,3 m umgelagert. ROD2 wurde weitaus weniger zerstört. Nur ein kleiner Bereich zwischen 0,4 bis 0,5 m wurde nach unten in den Bereich um 0,2 m umgelagert.

Die Umlagerung von Material infolge von Schmelze aus höheren in tiefere Bereiche hat zur Folge, dass der Strömungsquerschnitt vergrößert bzw. verkleinert wird. Diese Vorgänge werden durch die in ATHLET-CD errechnete Porosität veranschaulicht. Sie gibt

das Verhältnis von Fluid- zu Gesamtvolumen der betrachteten Zone an. In Abb. 4.13-10 ist diese der Rechnung entnommene Größe für verschiedene Höhen dargestellt. Zu Anfang beträgt dieses Verhältnis ~60 %. Die Verringerung in den Höhen um 0,27 m bzw. 0,79 m wird durch den Einfluss der Abstandhalter hervorgerufen. Bereits vor Schmelzbeginn zeigt sich eine Verringerung des Fluidvolumens im mittleren Bereich des Bündels. Diese ist darauf zurückzuführen, dass auf Grund der steigenden Temperaturen der Innendruck zunimmt und das Hüllrohr aufbläht. Zusätzlich bildet sich eine Oxidschicht auf den Hüllrohren. Innerhalb von ~9000 s sinkt die Porosität auf unter 30 %. Mit Beginn der starken Oxidation erfolgen erste Umlagerungen von Material aus höheren in tiefere Zonen, wodurch das freie Fluidvolumen in diesen Bereichen vergrößert wird. Während der Schmelzphase der Brennstäbe sinkt die Porosität im Bereich um 0,1 - 0,2 m bis auf ~20 %. Bei einer Porosität >0,3 wird in ATHLET-CD die Strömung nicht beeinflusst. Bei einer Porosität <0,1 wird das Einfließen von Schmelze in diese Zone verhindert, es tritt eine Blockade auf. In dieser Rechnung trat keine Blockadebildung auf.

Bei relativ niedrigen Temperaturen bildet sich ein eutektisches Gemisch aus dem Absorbermaterial B_4C und dem Stahlröhrchen. Dadurch nimmt die Dicke des reinen Absorbermaterials ab. Dies ist ebenfalls in Abb. 4.13-10 dargestellt. Bereits nach ca. 12000 s ist der weitaus größte Teil des B_4C-Materials im eutektischen Gemisch aufgelöst.

- Energiebilanz

In Abb. 4.13-11 ist die Leistungsbilanz des Bündels dargestellt, die sich aus der ATHLET-CD Rechnung ergibt. Während der chemischen Reaktionen von Zr bzw. B_4C mit dem Dampf wird Energie freigesetzt, die zusätzlich zu der im Bündel erzeugten Energie (Bundle) dem System zugeführt wird (Oxid). Im Experiment FPT3 erreicht dieser Anteil im Zeitbereich von etwa 10000 bis 11600 s ca. 30 % der Bündelleistung. Bei anderen Störfällen kann die Oxidationsleistung die Bündelleistung deutlich übersteigen. Als Folge der Energiezufuhr durch die Oxidationsreaktion erhöht sich die Abgabe von Energie an die Brennstäbe, in denen die gespeicherte Energie deutlich erhöht wird (Stored, ROD), und an das Kühlmittel (Fluid). Ein geringer Teil der Oxidationsenergie wird bei höheren Temperaturen an die Bündelumfassung abgestrahlt, über die der weitaus größte Anteil der thermischen Leistung an die Umgebung abgegeben wird (Losses). Eine deutliche Änderung der Energie (Zu-, Abfuhr) ist bei der Bildung von Schmelze / Kruste nach ~16000 s festzustellen (Stored, Melt / - Crust). Der Fehler, der

sich in der ATHLET-CD Rechnung bei der Leistungsbilanz (SQSUM) ergibt, ist vernachlässigbar.

- Freisetzung von Spaltprodukten

Bei dieser Rechnung wurden folgende Elemente als Inventar im Bündel berücksichtigt: Xenon (Xe), Iod (I), Cäsium (Cs), Tellur (Te), Antimon (Sb), Molybdän (Mo), Ruthenium (Ru), Strontium (Sr), Barium (Ba), Uran (U). In den Diagrammen der Abb. 4.13-12 sind für die aufgeführten Elemente die integral freigesetzten Massen bezogen auf das Anfangsinventar in den Brennstäben dargestellt.

Die bei der Rechnung bis zum Ende des Störfalls freigesetzten Massenanteile aus den Brennelementen sind in Tab. 4.13-2 aufgelistet.

Das Versagen eines Brennstabs wird von ATHLET-CD nach ~6880 s in einer Höhe von 650 mm festgestellt. Zu diesem Zeitpunkt werden die Spaltprodukte freigesetzt, wobei die im Spalt bereits vorhandenen gasförmigen Elemente direkt entweichen.

Während in diesem Experiment die Freisetzungsrate der leichtflüchtigen Spaltprodukte Elemente Xe, I, Cs, Te, und Sb relativ schnell anwächst, erfolgt der Zuwachs der mittelflüchtigen Spaltprodukte Mo, Ba, Sr, Ru und des als Aerosol vorliegenden Urans langsamer, so dass eine merkliche Freisetzung erst nach ~10000 s festzustellen ist. Zur Ergänzung von Abb. 4.13-7 werden in Abb. 4.13-12 auch die bei der B_4C-Oxidation freiwerdenden Massen HBO_2, CO, CO_2, und CH_4 gezeigt.

In Abb. 4.13-13 ist für die ausgewählten Elemente Cs, Ba und Mo die axiale Massenverteilung/Längeneinheit zu verschiedenen Zeiten dargestellt, zusätzlich in einem Diagramm die Massenverteilung der Brennstäbe. Entsprechend der in untere Bereiche umlagerten Masse der Brennstäbe werden auch die noch nicht freigesetzten Spaltprodukte hierhin verlagert. Dabei wirkt sich dieser Effekt bei den leicht (Cs) und weniger leicht flüchtigen Elementen (Mo, Ba) unterschiedlich stark aus.

- Temperaturverläufe im Bündelaustrittsbereich und in der vertikalen Leitung des Plenums

In Abb. 4.13-14 bis Abb. 4.13-16 sind die Temperaturverläufe in der letzten Zone des Bündels sowie in den stromabwärts folgenden Zonen im Plenum dargestellt. Aus den Messstellenbezeichnungen der Temperaturmessungen ist zu ersehen, ob es sich um Fluidtemperaturen (Vlin_F: fluid) oder um Wandtemperaturen (Vlin_W: wall) handelt.

Die Ortsangabe „level 26 + i“ bezeichnet in Abb. 4.13-14 und Abb. 4.13-15 entsprechend der Nodalisation die Austrittszone des Bündelbereichs (level 26, Abb. 4.10-2) und die Zonennummer „i“ des Plenums (level 26 + i, Abb. 4.10-1).

Im vertikalen Leitungsbereich liegen z. Zt. nur wenige Messungen im konischen Bereich zur Übergangszone und in der Übergangszone selbst vor.

Die Thermoelemente TCXi sind an den Brennstäben befestigt und geben die Temperatur des Fluids am Bündelaustritt an (Out/10, Out/16). Bis etwa 11000 s stimmen Messung und Rechnung recht gut überein (Abb. 4.13-14). Danach steigen die Temperaturen im Versuch gegenüber der Rechnung steiler an und erreichen mit ca. 1040 K ein erstes Maximum. Bei der Rechnung steigt die Temperatur der Gasströmung dagegen bis auf ~1260 K an. Die Thermoelemente sind nach /CHR 03/ sehr nahe an der Bündelumfassung angebracht, so dass der Vergleich mit der berechneten Oberflächentemperatur (Surface) hier eine wesentlich bessere Übereinstimmung zeigt.

In den nachfolgenden Zonen im konischen Bereich ist in der Rechnung (bei ca. 10000 s) während der Phase der Zr- / Dampfoxidation ein deutlicher Temperaturabfall festzustellen (Abb. 4.13-14), der auch bei den Messdaten (level 26+1) zu finden ist. Der Temperaturabfall wird durch den verringerten Massenstrom und dem damit verbundenen reduzierten Energietransport sowie durch eine schlechtere Isolierung des Strömungsrohrs hervorgerufen.

Im nachfolgenden Rohrleitungsbereich (Abb. 4.13-15) weichen die gemessenen und gerechneten Temperaturverläufe sehr stark voneinander ab. Während des Versuchs wurde die Rohrwand mittels Heizelementen auf eine Temperatur um 970 K geregelt. Eine solche Regelung wurde nicht modelliert, so dass ein direkter Datenvergleich nur eingeschränkt sinnvoll ist.

Abb. 4.13-16 zeigt die berechneten Temperaturen im Krümmer zur horizontalen heißen Leitung. Vergleichbare Messdaten liegen z. Zt. nicht vor. In diesem Bereich fällt auf, dass während der Phase der Oxidation, die den Kernaustrittsmassenstrom reduziert, von der Rechnung ein Temperaturabfall in der Strömung und zur selben Zeit ein Temperaturanstieg der Rohrwand ausgewiesen wird. Dieser Temperaturanstieg in der Rohrwand ist in den davor liegenden Zonen nicht festzustellen. Während dieser Zeit ist einerseits die Wärmeleitung im Gas (H_2 statt H_2O) höher, aber die Wärmekapazität niedriger, was vom Programm richtig simuliert wird.

- Rechnungen mit Abschmelzen des Steuerstabs

Bei der oben beschriebenen ersten Rechnung (nachfolgend mit „Rg1“ bezeichnet) war das Schmelzen des Steuerstabs auf Grund der Vorgabe einer zu hohen Versagenstemperatur von 2623 K verhindert worden. In einer zweiten Rechnung (nachfolgend mit „Rg2“ bezeichnet, wurde bei sonst gleichen Randbedingungen die Versagenstemperatur des Steuerstabs auf 1523 K herabgesetzt. Diese Temperatur entspricht in etwa dem Beginn der Schmelzebildung infolge einer eutektischen Wechselwirkung. Bei einer dritten Rechnung (nachfolgend mit „Rg3“ bezeichnet) wurde zusätzlich zur herabgesetzten Versagenstemperatur (1523 K) noch das Modell der B_4C/SS Wechselwirkung ausgeschaltet um im Vergleich mit „Rg2“ den Einfluss dieses Modells auf das Ergebnis zu zeigen.

Das geschmolzene Material des Steuerstabs führt insbesondere im unteren Bereich bis ~50 mm zu Temperaturerhöhungen bis auf ca. 800 K (Rg2: Abb. 4.13-17 im Vergleich zu Rg1: Abb. 4.13-14). Die Temperaturspitzen zeigen, dass der Abschmelzprozess nicht kontinuierlich verläuft. In den höheren Bereichen wirkt sich das Abschmelzen des Steuerstabs auf die Temperaturverläufe nicht nennenswert aus. Dieses zeigen auch die axialen Temperaturverteilungen des Führungsrohrs, der Hüllrohre und in der Bündelumfassung, die nur geringfügige Unterschiede zur ersten Rechnung aufweisen (vgl. Abb. 4.13-18 (Rg2), Abb. 4.13-19 (Rg3) mit Abb. 4.13-6 (Rg1)).

Beim Vergleich der axialen Temperaturverteilungen der Brennstäbe und des Steuerstabs und der axialen Leistungsverteilung/Länge ist zwischen den Ergebnissen der Rechnung Rg2 „mit“ dem B_4C/SS-Wechselwirkungsmodell und Rg3 „ohne“ diesem Modell praktisch kein Unterschied festzustellen (vgl. Abb. 4.13-18 mit Abb. 4.13-19). Im Weiteren werden deshalb nur noch die Ergebnisse der Rechnung Rg2 diskutiert.

Der zum Zeitpunkt „17363 s“ erkennbare große Unterschied bei der axialen Leistungsverteilung/Länge ist lediglich darauf zurückzuführen, dass in Abb. 4.13-18 (Rg2) das Leistungsprofil unmittelbar vor dem Abschalten der Kernleistung (Abb. 4.13-1) dargestellt wird und in Abb. 4.13-19 (Rg3) kurz danach.

Die bei der Oxidation erzeugte H_2-Masse ist bei der Rechnung Rg2 (Abb. 4.13-20) um weniger als 2 % niedriger als bei Rg1 (Abb. 4.13-7). Im Bereich zwischen 10000 und 11695 s ist der Verlauf der Zr/Dampf-Reaktion nahezu konstant. Der erneute zweite Anstieg der Reaktion nach ~16495 s erfolgt in Rg2 im Vergleich zu Rg1 etwas heftiger.

In Abb. 4.13-21 wird das Abschmelzverhalten in Rg2 gezeigt. Dargestellt sind im Diagramm (rechts unten) die Schmelz- und Krustenmasse des Steuerstabs sowie die ge-

schmolzenen sowie nicht geschmolzenen Massen des Absorbermaterials. Der Schmelzbeginn liegt bei ~9400 s (Tab. 4.13-1) und erfolgt intervallweise bis zum Ende des Versuchs. Das Abschmelzverhalten der Brennstäbe wird vom Schmelzen des Steuerstabs nicht beeinflusst, da eine radiale Ausbreitung der Schmelze von ATHLET-CD nicht berechnet wird, d. h. die Schmelze läuft im Modell strähnenförmig am jeweiligen Stab herab.

Das Abschmelzen des Steuerstabs vermindert in der Rechnung Rg2 (Abb. 4.13-22) im Vergleich zu Rg1 (Abb. 4.13-9) den freigesetzten, längenbezogenen Energiestrom infolge der Oxidationsreaktion der Stäbe. Da infolge der Umlagerung von Schmelzmasse des Steuerstabführungsrohrs in einzelnen Zonen Masse fehlt, erfolgt die Oxidation der Hüllrohre dort teilweise über einen längeren Zeitraum (elev. 150, 750 mm) oder heftiger (elev. 950 mm).

Die Umlagerung von Steuerstabmaterial ist in Abb. 4.13-23 dargestellt. Die relative Massenverteilung zeigt, dass bis auf einen Rest von ~0,2 (Anteil der eutektischen Schmelze) das gesamte Steuerstabmaterial in den Bündelbereich unterhalb von 0,10 m umgelagert wird. Vom Modell in ATHLET-CD wird die eutektische Schmelze des Steuerstabs nach dem Versagen des Führungsrohrs nicht mit umgelagert, so dass der Rest von ~20 % über der Länge des Stabs erhalten bleibt. Auf die Porosität wirkt sich die Umlagerung des einzelnen Steuerstabs nicht wesentlich aus.

4.13.4 Zusammenfassung

Eine Besonderheit des im November 2004 durchgeführten Experiments PHEBUS FPT3 gegenüber den vorher durchgeführten Versuchen FPT0, FPT1 und FPT2 der FP Serie war die Verwendung eines Steuerstabs mit Borkarbid (B_4C) als Absorbermaterial. Mit diesem Experiment sollte der Einfluss des B_4C Materials auf die Bündelzerstörung und die Materialumlagerungen mit den damit verbundenen Freisetzungen sowie dem Transport und den Ablagerungen von Spaltprodukten im System untersucht werden.

Die Nachrechnung des Experiments PHEBUS FPT3 erfolgte mit der Programmversion ATHLET-CD 2.1A. Ziel dieser Nachrechnung des Versuchs FPT3 war die Überprüfung des B_4C-Oxidationsmodells in der aktuellen ATHLET-CD Version 2.1A, das bereits bei der Nachrechnungen der QUENCH-Versuche 07 und 09 mit der Vorgängerversion zum Einsatz gekommen war. Die Ergebnisse der FPT3-Rechnung konnten mit den ersten vorliegenden Messdaten verglichen werden.

Insgesamt gesehen wird das thermische Verhalten im Bündelbereich, soweit vergleichbare Messergebnisse vorliegen, gut wiedergegeben.

Messdaten zum Vergleich der B_4C-Oxidation liegen derzeit noch nicht vor, so dass hier nur die rechnerisch ermittelten Ergebnisse vorgestellt werden konnten.

Größere Unterschiede zwischen der Rechnung und experimentellen Daten treten im Bereich des Plenums nach der Phase der ersten Zr- Oxidation auf. Ähnliche Probleme traten bereits bei der Nachrechnung des Versuchs FPT2 auf, bei dem die vom Experimentator vorgesehene Aufheizung der Wände des Plenums nicht so wie geplant durchgeführt werden konnte. Informationen zur Aufheizung des Plenums beim Versuch FPT3 liegen noch nicht vor.

4.14 Vorausrechnung des Benchmark Experiments PARAMETER-SF1

Das Hauptziel der Versuche in der PARAMETER Anlage des FSUE NPO „LUTCH“ ist die experimentelle und analytische Untersuchung von WWER-1000 Brennelementbündeln unter simulierten Bedingungen von schweren Unfällen. Die Besonderheit des Experiments SF1 im Rahmen des ISTC Projekts 3194 ist die die bisher noch nicht durchgeführte Untersuchung der Vorgänge beim Fluten eines überhitzten Bündels von oben. Das Experiment PARAMETER-SF1 dient zugleich als Basis für ein doppeltblindes Benchmark Problem, das mit verschiedenen Rechenprogrammen vor der Durchführung des Versuchs simuliert werden kann. Die im Rahmen des Vorhabens RS1155 erfolgte Vorausrechnung wurde mit der derzeit aktuellen Version ATHLET-CD mod 2.1A durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Vorausrechnung sind in /ERD 06b, ERD 06c/ dokumentiert.

4.14.1 Der geplante Versuchsablauf

Das geplante Testszenario ist in Tab. 4.14-1 aus /YUD 06/ aufgelistet. Die in der Tabelle aufgelisteten Daten weichen teilweise etwas von den ebenfalls in /YUD 06/ vorgegebenen Randbedingungen für Temperatur, Massenstrom, Druck, und Leistung ab, die als Basis für die Rechnung mit ATHLET-CD verwendet wurden (Abb. 4.14-1). Es war geplant, den Versuch SF1 bis zum Beginn des Flutens ähnlich wie das Experiment QUENCH-06 (ISP45) durchzuführen. Das Experiment PARAMETER-SF1 startet mit der Erhöhung der elektrischen Leistung auf ~3,8 kW innerhalb der ersten 1730 s. Danach schließt sich eine so genannte Stabilisierungsphase mit niedrigerer elektrischer

Leistung (~1,7 kW) an. Nach 2165 s wird die Leistung bis auf 5,8 kW gesteigert. Diese Leistung wird in der Voroxidationsphase von ~3420 bis ~7610 s nahezu konstant gehalten. Es wird erwartet, dass die maximale Oxidschichtdicke in dieser Zeit ca. 190 µm erreicht. Auf eine zweite transiente Phase mit einer Leistungssteigerung auf ~11,9 kW (8485 s) folgt eine abrupte Absenkung der Leistung auf ~1,9 kW. In der Vorausrechnung wird das überhitzte Bündel kurz vor Erreichen der maximalen Leistung nach 8480 s von oben geflutet.

Von Beginn an wird in die Teststrecke Argon mit einer Rate von 2 g/s eingespeist, nach ~380 s zusätzlich Dampf mit einer Rate von 3 g/s. Nach etwa 8500 s werden beide Einspeisungen beendet.

In /YUD 06/ wird empfohlen, vor der Flutung des Bündels den Druck in der Teststrecke auf 0,34 MPa festzulegen, einem etwas höheren Druck als im entsprechenden Diagramm von Abb. 4.14-1.

4.14.2 Nodalisierungsmodell der Teststrecke

Das Nodalisierungsmodell der Teststrecke ist in Abb. 4.14-2 dargestellt. Die Teststrecke wurde im Nodalisierungsmodell der ersten Rechnung in drei konzentrische Strömungskanäle mit den entsprechenden Brennstäben unterteilt: dem Kanal CORE1 ist der unbeheizte repräsentative Stab ROD1 zugeordnet, dem Kanal CORE2 die beheizten 6 Stäbe von „Ring 2“ (ROD2) und CORE3 die 12 beheizten Stäbe von „Ring 3“ (ROD3): Die Querschnittsflächen der drei Kanäle stehen zueinander im Verhältnis 0,045, 0,27 und 0,685. Axial wurden die Kanäle in 19 Zonen unterteilt, von denen die unteren beiden bzw. die oberen drei Zonen den Stopfen bzw. den Elektrodenbereichen zugeordnet sind. Die 3 Kanäle sind in jeder Höhe miteinander verbunden. Der äußere Kanal CORE3 wird von isolierenden Strukturen umgeben: H-LPWALL, SHRLP, SHROUD, H-UPWALL. Die unteren drei Strukturen werden entsprechend der Spezifikation mit 3 Materialien modelliert: 1.) eine dünne Zr-Schicht auf der Innenseite zum Strömungskanal, 2.) eine dickere Isolierschicht aus ZrO_2 und 3.) nach außen ein Stahlrohr das mit Wasser gekühlt wird. Jedes Material ist radial in einzelne Schichten (3, 7, 3) unterteilt. Das Argon und der Dampf werden von unten in die Teststrecke eingespeist (INPIPE) und verlassen nach dem Durchströmen des Systems zusammen mit dem bei der Zr / Dampf Reaktion erzeugten Wasserstoff die Versuchsstrecke (OUTPIPE). Die Einspeisung des Flutwassers erfolgt über das Objekt TOPH2OINJ allein in den Kanal CORE2. Das Ausflussrohr (OUTPIPE) ist nur mit dem äußeren Kanal

CORE3 verbunden. Damit ist sichergestellt, dass keine direkte Verbindung zwischen der Einspeisung des Flutwassers und dem Ausfluss existiert. INPIPE und OUTPIPE sind ebenfalls nach außen isoliert (H-INPIPE, H-OUTPIPE). Der Druck im System wird zeitabhängig über das Objekt PHCOROUT gesteuert. Die 6 Abstandhalter aus Zr-1%Nb sind als wärmeleitende Strukturen (GRID1 bis GRID6) modelliert und werden damit bei der H_2 Erzeugung berücksichtigt. Die Kühlung der Außenseite erfolgt von oben (JACKETIN) nach unten (JACKETOUT) durch das Objekt JACKETTUBE. Diese Objekte sind ebenfalls von isolierenden Strukturen umgeben (H-JACIN, H-JACTUBE, H-JACOUT). Die Zr/Dampf-Reaktion kann auf der Außenseite der Hüllrohre, auf der Innenseite der Strukturen um CORE3 und an den Abstandhaltern erfolgen.

4.14.3 Anfangs- und Randbedingungen bei der Rechnung

Die Basis für die Vorgaben zur Rechnung mit ATHLET-CD sind die Angaben zur Spezifikation /YUD 06/, die in Tab. 4.14-1 aufgelistet und in den Diagrammen der Abb. 4.14-1 dargestellt sind. Die Angaben zu den Stoffwerten der Isolierung (speziell der thermischen Leitfähigkeit) wurden der Tab. 6 der Spezifikation entnommen, andere Werte - entsprechend den Hinweisen in /YUD 06/ - den Angaben zum Versuch CORA-W2 (ISP-36, /FIR 95/).

Die unbekannte Temperatur der äußeren Wasserkühlung und der Umgebung wurde mit 25 °C festgelegt.

Die Zr-Oxidation wurde mit den Gleichungen von Cathcart (<1853 K) bzw. Urbanic / Heidrick (>1853 K) berechnet, die Oxidation der Kruste mit dem Modell von Hobson.

Die Auflösung von UO_2 durch geschmolzenes Material beginnt mit der Schmelztemperatur des metallischen Zirkaloys ab 2030 K (α-Zr). Der Effekt wird mit einem Diffusionsmodell mit parabolischem Ratenansatz beschrieben. Diese Phase endet, sobald das Kriterium für Hüllrohrversagen erreicht ist. Die Versagenstemperatur wurde abhängig von der Oxidschichtdicke (kleiner / größer 0,3 mm) mit 2250 K bzw. 2450 K vorgegeben.

Die Erstarrungstemperatur des UO_2 wurde auf 2600 K festgesetzt.

Die Rechnung erfolgte mit der Version ATHLET-CD 2.1A. Zur Stabilisierung des modellierten Systems wurde eine Vorlaufrechnung von 8000 s durchgeführt. Der Test

startete in der Simulation bei 0 s und wurde nach einer Problemzeit von 9000 s beendet.

4.14.4 Ergebnisse der Vorausrechnung

Alle in der Spezifikation zum Benchmark Problem geforderten Parameter sind in den Diagrammen der Abb. 4.14-3 bis Abb. 4.14-5 zusammenfassend dargestellt.

Das erste Diagramm der Abb. 4.14-3 (links oben) zeigt alle in die Teststrecke eingespeisten Massenströme, wobei der Quenchmassenstrom von oben in den Kanal CORE2 zum besseren Vergleich mit dem Faktor 0,1 multipliziert wurde (TQWFL/10). Die Einspeisung des kalten Wassers startet wie oben beschrieben ab 8480 s kurz bevor der Eintrag von Argon und Dampf am unteren Ende in die Teststrecke beendet wird (8500 s).

Im zweiten Diagramm von Abb. 4.14-3 (rechts oben) sind Temperaturverläufe im Einlass und Auslass sowie in der Teststrecke dargestellt. Während des nahezu konstanten Leistungsplateaus wird von der Rechnung am oberen Ende des beheizten Bündels (1250 mm) ein Temperaturplateau von ca. 1350 K ausgewiesen. Infolge der zweiten Leistungssteigerung und der Oxidationsreaktion erreicht die Kühlmitteltemperatur ein Maximum von ca. 1875 K.

Während der Voroxidationsphase steigt der Innendruck der Brennstäbe bis auf ~0,54 MPa. Im weiteren Verlauf wird der Druck in den Stäben so hoch, dass die vorgegebene Maximalspannung der Hüllrohre (38 %) ca. 100 s vor dem Beginn der Quenchphase erreicht wird. Der Innendruck beträgt zu dieser Zeit (bei 8390 s) etwa 0,59 MPa (Abb. 4.14-3, links unten).

Das letzte Diagramm der Abb. 4.14-3 (rechts unten) gibt einen Überblick über die Leistungsverteilung im Testbündel. „Qtot“ gibt die in das Bündel eingetragene elektrische Leistung wieder. In ATHLET-CD werden mit einem besonderen Modell die Leistungsverluste infolge der elektrischen Widerstände der zu den Heizleitern führenden Leitungen berücksichtigt. Dieser elektrische Widerstand hat einen großen Einfluss auf die in den Brennstäben zur Verfügung stehende Leistung, ist aber unbekannt. Nach einigen Variationsrechnungen wurde dieser Widerstand zu 3,2 mΩ je Stab angenommen, woraus sich die in der Rechnung verwendete Leistung „BUNDLE calc“ ergibt. Aufgrund des im Bild gewählten Maximalwerts der Leistungsachse sind die Unterschiede zwischen „Qtot“ und „BUNDLE calc“ kaum erkennbar. Während der Voroxidationsphase

wird der größte Anteil der Leistung an das Kühlmittel abgegeben (Qcool). Etwa halb soviel wird infolge thermischer Strahlung direkt an die Bündelumfassung abgestrahlt (Qloss). Kurz bevor die Quenchphase beginnt, wird bei der Oxidation ungefähr genauso viel Energie freigesetzt (Qchem) wie infolge der elektrischen Leistung in das Bündel eingebracht wird. Während der Flutung des überhitzten Bündels wird ein sehr hoher Wärmestrom bei der Verdampfung des eingespeisten Wassers verbraucht (Qcool).

Die Diagramme der Abb. 4.14-4 geben einen Überblick über die Temperaturverläufe der Hüllrohre und der Bündelumfassung.

Die Hüllrohrtemperaturen sind etwas höher als die Temperatur des Kühlmittels oder der Umfassung. Die Temperaturen der Ringe 2 und 3 unterscheiden sich nur um wenige Grad voneinander. Die höchste Temperatur von ~2150 K tritt im oberen Bereich des äußeren Rings zwischen 1200 bis 1250 mm auf (Abb. 4.14-5).

Von den Temperaturen der Bündelumfassung sind die Temperaturverläufe der inneren Schicht dargestellt. Bei der Modellierung wurde die dünne Zr-Umfassung in 3 Schichten unterteilt. Während des konstanten Leistungsplateaus wird von der Rechnung zwischen 6000 und 8000 s in einer Höhe von 1300 bis 1500 mm eine Temperatur von ~1400 K ausgewiesen. Die maximale Temperatur von ~2050 K in dieser inneren Zr-Schicht wird zum Ende der Oxidationsphase kurz vor der Einspeisung des Quenchwasser erreicht.

Die Ausflussrate des erzeugten H_2 nimmt infolge der zunehmenden Oxidschichtdicke während des Leistungsplateaus von ~6 kW langsam ab (Abb. 4.14-5). Der steile Anstieg des H_2 Massenstroms nach ca. 8300 s erfolgt infolge der Leistungssteigerung und der zunehmenden exothermen Oxidation. Der große Flutmassenstrom führt zu einer plötzlich einsetzenden Kühlung der Stäbe und zur Beendigung der H_2 Erzeugung.

Am Ende der Quenchphase sind insgesamt ~39,4 g H_2 erzeugt (Abb. 4.14-5). Die Kurve „BUNDLE calc.“ zeigt, welche Masse H_2 allein infolge der Oxidation der Hüllrohre erzeugt wurde, und die insgesamt erzeugte H_2-Masse „Mh2“. Die Differenz zwischen „Mh2“ und „BUNDLE calc.“ entsteht bei der Oxidation der Bündelumfassung und der Abstandhalter.

Die Dicke der ZrO_2-Schichten des repräsentativen Hüllrohres ROD2 des Rings 2 ist ebenfalls in Abb. 4.14-5 dargestellt. Die maximale Dicke von ~480 µm tritt in einer Höhe von rund 1100 mm, dem Bereich der höchsten Temperaturen auf. Eine vollständige

Oxidation einer metallischen Zr-Schicht von ~0,7 mm würde eine Schichtdicke von ~1 mm ergeben.

Das erste Diagramm der Abb. 4.14-6 (links oben) zeigt den Verlauf der Quenchfront von oben und unten im Bündel. Zwischen ~8790 s und 8860 s ist der repräsentative Stab ROD2 im Ring 2 vollständig benetzt (Top2, Bottom2), während die beiden anderen Stäbe nur zum Teil wiederbenetzt wurden. Ein Teil des Wassers verdampft im überhitzten Bereich des Bündels. Etwa 2/3 des eingebrachten Quenchwassers strömt aus der Teststrecke über das Objekt OUTPIPE nach außen. Es kann sein, dass der Wasserverlust auf Grund der Modellierung des oberen Bereichs der Teststrecke überschätzt wird. Bei der hier verwendeten Nodalisation wurden das Führungsrohr für das Quenchwasser und der Bypass für den Dampfaustritt wie in Abb. 2.7-3 dargestellt, nicht detailliert modelliert, was der Grund für den hohen Wasserverlust sein könnte.

Abb. 4.14-6 zeigt ferner, dass nur ein geringer Teil des von unten eingespeisten Dampfs während der Zr-Oxidation verbraucht wird, bevor die Flutung von oben beginnt. Ab diesem Zeitpunkt wird viel Energie für die Verdampfung des kalten Wassers benötigt. Der aufsteigende Dampf verhindert dann ein kontinuierliches Herabfließen des Wassers. Dies führt zu einem sprunghaften Anstieg des kollabierten Wasserspiegels, wie das Diagramm in Abb. 4.14-6 (rechts oben) zeigt. Die drei Kanäle der Teststrecke werden teilweise aufgefüllt. Der Wasserspiegel erreicht für eine kurze Zeit im zentralen und im mittleren Kanal eine Füllhöhe von ~1,15 m, im äußeren Kanal ~0,85 m. Der kollabierte Wasserspiegel fällt am Ende der Einspeisung auf Grund der Verdampfung.

Die Diagramme im oberen Bereich der Abb. 4.14-7 geben eine Information bezüglich des geschmolzenen Materials. Die Versuchsvorausrechnung weist kein Schmelzen von metallischem (U) oder keramischem (UO_2) Brennstoffmaterial aus. Nur eine geringe Masse von geschmolzenem Zr der Hüllrohre wird im oberen Bereich zwischen ~0,95 bis 1,275 m (level13 bis 16) errechnet. Das geschmolzene und abfließende Material führt zu einer Verengung des freien Volumens. In ATHLET-CD gibt die Porosität das Verhältnis des freien zum gesamten Volumen einer Zone an. Die Diagramme in Abb. 4.14-7 zeigen im Bereich um ~1,2 m eine Porosität von ~0,14. Entsprechend dem Modell tritt somit keine Blockade – das wäre bei einer Porosität <0,1 der Fall - im Testbündel auf.

4.14.5 Variationsrechnungen

- Neue Nodalisation der Teststrecke

Im Eingabedatensatz der der ersten Rechnung wurde das Testbündel in drei getrennte Kanäle aufgeteilt, um die Prozesse während der Einspeisung des Quenchwassers von oben detailliert zu erfassen. Im Eingabedatensatz für die mit „run2“ gekennzeichnete zweite Rechnung wurde die Nodalisierung des Bündels entsprechend der üblicherweise für die Nachrechnung der QUENCH- bzw. CORA-Versuche eingesetzten Nodalisierung verändert. Das bedeutet, die Teststrecke wurde mit einem zentralen Kanal simuliert, in dem alle Brennstabsimulatoren enthalten sind. Konzentrisch angeschlossen ist ein zweiter äußerer Strömungskanal ohne Brennstabsimulatoren, der von der Bündelumfassung umschlossen wird und mit dem Ausfluss-Objekt OUTPIPE verbunden ist. Die beiden Kanäle sind radial in jeder axialen Ebene miteinander verbunden. Im Ausfluss-Objekt OUTPIPE wurde zur Verbesserung des Ausströmvorgangs die im Eingabedatensatz der ersten Rechnung recht große letzte Zone in zwei Zonen unterteilt, sodass jetzt oberhalb des beheizten Bereichs vier statt drei Zonen angeordnet sind (Abb. 4.14-8). Zusätzlich wurden zur Vermeidung sehr kleiner Rechenzeitschritte die sehr unterschiedlichen Volumina der beiden oberen Zonen im beheizten Bereich hinsichtlich ihrer Größenordnung angeglichen (vgl. Abb. 4.14-2 mit Abb. 4.14-8).

Bei den neuen Rechnungen wurden speziell für die Oxidation von Hüllrohrmaterial aus Zr-1%Nb von Sokolov entwickelte Korrelationen verwendet. Die Oxidation des Krustenmaterials wurden mit den Korrelationen von Leistikow (<1573 K) und Prater / Courtwright (>1573 K) berechnet. Außerdem wurde die Dicke der anfangs auf den Hüllrohren vorhandenen Oxidschicht, die einen merklichen Einfluss auf die Berechnung der Oxidschichtdicke und somit auf die Erzeugung von H_2 hat, in der Eingabe von 5 µm auf 1 µm reduziert.

Mit diesen Änderungen im Eingabedatensatz wurden zwei Rechnungen durchgeführt. Bei der nachfolgend mit „run2“ bezeichneten Rechnung wurde wie in der ersten Rechnung (siehe Kap. 4.14.5) das 5-Gleichungssystem zur Beschreibung der Thermohydraulik verwendet, bei der mit „run3“ bezeichneten Rechnung das 6-Gleichungssystem.

- Ausgewählte Ergebnisse der neuen Rechnungen

Die Ergebnisse der Rechnung „run2“ sind in den Diagrammen der Abb. 4.14-9 bis Abb. 4.14-13 gezeigt. Im Vergleich zu den Darstellungen der Abb. 4.14-3 bis 4.14-7 (Kap. 4.14.4) sind die Temperaturen im Allgemeinen etwas niedriger. Der Hauptgrund hierfür ist wahrscheinlich die Verwendung des neuen Oxidationsmodells von Sokolov, das zu einer Gesamterzeugung von H_2 von ~34,4 g statt 39,4 g führt. Eine größere Differenz zeigt z. B. die ZrO_2-Schichtdicke im zweiten Ring im Strömungskanal. Bei dieser Rechnung „run2“ wird eine maximale Schichtdicke von etwa 0,45 bis 0,54 mm im Bereich zwischen 1000 und 1100 mm ausgewiesen (Abb. 4.14-11). Bei der ersten Rechnung (Kap. 4.14.4) wurde ein steiler Anstieg bis auf ca. 0,48 mm um 1000 mm berechnet (Abb. 4.14-5).

Der Vergleich der Diagramme zur Entwicklung der oberen und unteren Quenchfront zeigt, dass bei der neuen Rechnung „run2“ die Quenchfronten nicht zusammentreffen (vgl. Abb. 4.14-6 mit Abb. 4.14-12). Die Stäbe werden bei „run2“ also nur teilweise wiederbenetzt.

Wie bei der ersten Rechnung verhindert auch in der Rechnung „run2“ der aufsteigende Dampf ein kontinuierliches Herabfließen des Quenchwassers auf den Boden der Teststrecke. Daher ist auch bei dieser Rechnung der stufenweise Anstieg des kollabierten Wasserspiegels festzustellen (Abb. 4.14-12), und der Wasserspiegel erreicht in etwa dieselbe Höhe wie bei der ersten Rechnung, aber ohne ein kurzzeitiges Überschwingen (Abb. 4.14-6).

Die Massenbilanz der ein- und ausfließenden Dampf- und Wasserströme zeigt gegenüber der ersten Rechnung einige Unterschiede. Bei der Rechnung „run2“ ist gegenüber der ersten Rechnung die ausfließende Wassermasse wesentlich größer (vgl. Abb. 4.14-12 mit Abb. 4.14-6) und der Wasserverbrauch durch Oxidation geringer.

Die Ausbildung von geschmolzenem Material ist ähnlich der in der ersten Rechnung, die Masse des geschmolzenen Zr ist aber ein wenig größer (vgl. Abb. 4.14-13 mit Abb. 4.14-7), was zu einer Porosität von ~0,12 in einer Höhe um 1,2 m im Strömungskanal führt. Dadurch wird aufgrund der Querschnittsverringerung von ATHLET-CD die axiale Durchströmung des Bündels verringert, dazu der konvektive Wärmetransport. Der Anteil der radialen Wärmestrahlung am Energietransport vergrößert sich. Die aber bei einer Porosität < 0,1 beginnende Blockade der Bündeldurchströmung wird nicht erreicht.

Bei der dritten Rechnung „run3“ wurde bei sonst gleichen Eingabedaten im Vergleich zu „run2“ anstelle des 5-Gleichungssystems das 6-Gleichungssystem verwendet. Der

Einfluss auf das thermische Verhalten des Bündels war aber nur sehr gering. Die Zr- / Dampfoxidation erfolgte etwas weniger heftig, was gegenüber der Rechnung „run2“ zu einer um ~8 % geringeren H_2-Erzeugung von ca. 31,9 g führte (vgl. Abb. Abb. 4.14-12 mit Abb. 4.14-14).

Etwas größer ist der Einfluss auf die Wiederbenetzung des Brennstabbündels wie Abb. 4.14-15 zeigt. Nach Beendigung der Quenchphase (8800 s) sind die Stäbe über die gesamte Länge wiederbenetzt. Der kollabierte Wasserspiegel erreicht eine Höhe von über 1,0 m, etwas unterhalb des beheizten Bereichs von 1,275 m.

Die Verwendung des 6-Gleichungssystems hatte keinen merklichen Einfluss auf die Berechnung des Abschmelzprozesses.

4.14.6 Zusammenfassende Bemerkungen

Das als Benchmark Problem spezifizierte PARAMETER-SF1 Experiment wurde mit dem Programm ATHELT-CD mod 2.1A doppelt-blind vorausgerechnet. Es wurden drei Rechnungen mit zwei unterschiedlichen Nodalisierungen durchgeführt, wobei in der dritten Rechnung zur Simulation der thermofluiddynamischen Vorgänge anstelle des 5-Gleichungssystems (eine Erhaltungsgleichung für den Gemischimpuls gekoppelt mit Drift-flux-Modell, je eine Erhaltungsgleichung für die Masse und Energie der Dampf- und der Wasserphase) das 6-Gleichungssystem (getrennte Erhaltungsgleichungen für Masse, Energie und Impuls der Dampf- und Wasserphase) eingesetzt wurde. Bezüglich des thermischen Verhaltens ergaben sich keine großen Unterschiede, wohl aber bei der Beschreibung der Wiederbenetzung des Bündels.

In der für den ersten Rechenlauf verwendeten Nodalisierung wurden im Bündel 3 axial gekoppelte Strömungskanäle modelliert, in denen die Brennstabsimulatoren konzentrisch angeordnet sind (Aufteilung: 1, 6, 12). Das Quenchwasser wurde in den mittleren Kanal eingespeist, nur der äußere Kanal war mit dem Ausfluss verbunden. Mit diesem Nodalisierungsmodell wurde mit 39,4 g die höchste Freisetzung von Wasserstoff errechnet. Nur im mittleren der drei Kanäle führte die Einspeisung des kalten Wassers zu einer kurzzeitigen vollständigen Benetzung der Stäbe.

Bei der neuen Modellierung der Teststrecke wurde nur ein zentraler Strömungskanal modelliert, in dem alle Brennstabsimulatoren angeordnet sind. Der äußere Bypass-Kanal war mit dem zentralen Kanal radial verbunden und nach außen hin ebenfalls von einer Isolierung umgeben. Der obere Bereich des Testbündels wurde den realen Ver-

hältnissen besser angepasst. Ferner wurde ein spezielles Oxidationsmodell (Soklov) für Zr-1%Nb Material verwendet.

Die beiden Rechnungen mit der neuen Modellierung der Teststrecke und dem 5-Gleichungssystem in „run2“ und dem 6-Gleichungssystem in „run3“ führten zu unterschiedlichen Ergebnissen bezüglich der H_2-Erzeugung und insbesondere bei der Berechnung der Wiederbenetzung der Stäbe durch das Quenchwasser. Die in den beiden Rechnungen erzeugte H_2-Masse (31,9 g) war gegenüber der ersten Rechnung (34,4) um bis zu ~8 % niedriger.

Bei der Rechnung „run2“ kam es zu einer unvollständigen Wiederbenetzung der Stäbe. Bei der Rechnung „run3“ wurde eine vollständige Wiederbenetzung der Stäbe ausgewiesen, was bei sonst gleichem Eingabedatensatz allein auf die Verwendung des 6-Gleichungsmodells zurückzuführen ist.

4.15 Rechnung zum SARNET Benchmark-Versuch QUENCH-11

Das Ziel des Experiments QUENCH-11 war, das Ausdampfen eines mit Wasser gefüllten Testbündels und das anschließende Wiederauffüllen des überhitzten Bündels mit kaltem Wasser zu untersuchen. Eine solche Situation kann beim Auslaufen der Pumpen entstehen. Dieser Versuch war der erste aus der QUENCH Serie, bei dem das Bündel anfangs in drucklosem Zustand mit Wasser gefüllt war. Es folgt das langsame Ausdampfen infolge der Leistungszufuhr durch das Bündel und der heißen Strukturen.

Dieses Experiment wurde von INRNE Sofia konzipiert und mit dem FZK abgestimmt. Der Versuch wird als „Benchmark“ Problem – spezifiziert in /STA 06/ - im Rahmen des SARNET Programms durchgeführt und von INRNE koordiniert. Das Experiment wurde im Dezember 2005 in der QUENCH-Versuchsanlage des Forschungszentrums Karlruhe durchgeführt. Es war das zweite Experiment des von der EC (European Community) geförderten LACOMERA Projekts.

Die Rechnungen zu diesem halb-blinden Benchmarkproblem wurden mit der ATHLET-CD Version 2.1A durchgeführt /ERD 06d, ERD 06e, ERD 06f/.

4.15.1 Neue Einbauten in der QUENCH-Teststrecke

Zur experimentellen Durchführung des geplanten Versuchs war es notwendig, in das untere Plenum der Teststrecke ein zusätzliches Heiz- und Wasserversorgungssystem

einzubauen. Nach dem Ausdampfen (2578 s) sollte für eine gewisse Zeit noch ein geringer Dampfstrom durch das Bündel aufrechterhalten werden, mit dem das Verdampfen von Restwasser an heißen Strukturen und einer weiteren Oxidierung modelliert werden konnte. Zugleich war es erforderlich, den Wasserspiegel während dieser Zeit im unteren Plenum zwischen -190 und -175 mm zu halten, um die Anlage nicht zu gefährden. Dazu dienten die Systeme „aux. heater“ und „aux. water“ (Abb. 4.15-1). Diese neuen Systeme mussten auch im ATHLET-CD Eingabedatensatz für die QUENCH-11 Rechnung nachgebildet werden.

4.15.2 Nodalisierungsmodell der QUENCH-Teststrecke

Die Nodalisierung wurde im Wesentlichen aus dem QUENCH-10 Eingabedatensatz (Abb. 4.12-1) übernommen. In Abb. 4.15-2 ist das für die QUENCH-11 Rechnung verwendete Nodalisierungsmodell dargestellt. Bei QUENCH-11 wird sowohl das Wasser aus dem zusätzlichen System („aux. water“ in Abb. 4.15-1) als auch das Quenchwasser direkt über die Leitung INPIPE in den Strömungskanal BUNDLE eingespeist. Das zusätzliche Heizsystem im unteren Plenum („aux. heater“ in Abb. 4.15-1) wird als Heizquelle in der äußeren Materialschicht der Struktur OUTERLP simuliert, die direkt an den Strömungskanal anschließt.

4.15.3 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Vor dem Beginn des Experiments ist die Teststrecke bis zu einer Höhe von 982 mm mit Wasser gefüllt. Die Temperatur beträgt ~382 K. Der Versuch lässt sich in drei Phasen aufteilen:

Phase I (310 s): Ausdampfphase bis zum Abfallen des Füllstands auf ca. -190 mm und einer Aufheizung bis ca. 1480 K,

Phase II (2578 s): Fortdauerndes Ausdampfen bei weiterer Temperaturerhöhung, wobei der Füllstand durch Einspeisen von Wasser mit ~1 g/s im Höhenbereich zwischen ca. -190 bis -175 mm gehalten wird,

Phase III: Quenchphase mit Einspeisen von Wasser ab ~5500 s mit einer Rate von 17 g/s innerhalb von 40 s.

Der Verlauf des Experiments und wichtige Randbedingungen sind in Tabelle 4.15-1 aufgelistet.

Die Ausdampfphase begann mit der Erhöhung der elektrischen Leistung auf etwa 7 kW. Nach ~1035 s wurde die Leistung des Heizsystems „aux. heater“ schrittweise auf ca. 3 kW erhöht, um eine stetige Verdampfung des Wassers im Bereich des unteren Plenums zu erreichen. Um die Heizung mit Wasser bedeckt zu halten, wurde nach dem Abfall des Füllstands auf ca. -70 mm (nach 2575 s) Wasser aus dem Zusatzsystem „aux. water“ mit etwa 1g/s eingespeist.

Das H_2-Messsystem zeigte nach ~4900 s den Beginn der Zr-Oxidation an. Die Temperatur im Bündel betrug zu dieser Zeit ca. 1433 K.

Kurz bevor die H_2-Erzeugung auf ~50 mg/s anstieg (bei 5500 s), dem Kriterium zum Beginn der Wiederauffüllphase, wurde ein Eckstab zur Bestimmung der Oxidationsschicht aus der Teststrecke entfernt (5490 s).

Das erste Versagen eines Teststabs wurde nach 5563 s durch die Messung von He festgestellt. Etwa zur gleichen Zeit wurde auch das Versagen der Zry-Schicht der Bündelumfassung durch einen Druckabfall im Bereich zwischen der Umfassung und dem Kühlrohr registriert. Die elektrische Leistung wurde auf 3,9 kW reduziert (5573 s) und nach 5713 s ganz abgeschaltet. Dann wurde die Teststrecke wieder bis auf ~850 mm aufgefüllt. In diesem Bereich war die Bündelumfassung geschmolzen. Nach ca. 8710 s war in der Teststrecke der Sättigungszustand erreicht.

Die Grundlage für die Rechnung mit ATHLET-CD war die Spezifikation /STA 06/, der auch die Beschreibung des zusätzlichen Heiz- und Wasserversorgungssystems („aux. Heat“ und „aux. water“), Materialeigenschaften der Bündelisolierung u. s. w. entnommen wurden. Einige zur Verfügung gestellte Messdaten wie Leistungen, Einspeiseraten, Temperaturen und Drücke konnten nach einer Reduzierung der Stützstellen als Eingabe verwendet werden: Zusätzliche Daten wurde den Angaben in /HER 01/ zu QUENCH-06 (ISP-45) entnommen.

Die Temperatur des Kühlwassers im System zur Kühlung des oberen Plenums („cooling bundle head“ in Abb. 4.15-1) wurde mit 348 K (78 °C) festgelegt.

Die Zr-Oxidation wurde mit den Gleichungen von Leistikow (<1800 K) und Prater/Courtwright (>2600 K) mit einer Übergangsfunktion berechnet. Für die Oxidation der Schmelze wurde dasselbe Modell verwendet.

Die Auflösung von UO_2 beginnt mit dem Erreichen der Schmelztemperatur von metallischem Zirkaloy bei 2030 K (α-Zr). Diese Phase endet, sobald die Versagenstemperatur

der Hüllrohre erreicht ist und das Abschmelzen beginnt (2400 K, Oxidschichtdicke >0,6 mm).

Die Abstandshalter stellen im Modell beim Abschmelzen keine Barriere dar. Ein Abschmelzen nach unten wird erst gestoppt, wenn die Temperatur in den unteren, kälteren Bereichen unter die Erstarrungstemperatur fällt.

In Tab. 4.15-2 sind ausgewählte Eingabedaten aufgelistet.

Für die Rechnung mit der Programmversion ATHLET-CD 2.1A wurde das 5-Gleichungssystem (Basis: eine Erhaltungsgleichung für den Gemischimpuls gekoppelt mit Drift-flux-Modell, je eine Erhaltungsgleichung für die Masse und Energie der Dampf- und der Wasserphase) gewählt. Die Rechnung zu QUENCH-11 wurde bis 9000 s durchgeführt.

4.15.4 Ergebnisse der Nachrechnung

- Zusätzliches Heiz- und Wasserversorgungssystem

In den Diagrammen auf der rechten Seite in Abb. 4.15-3 sind einige Informationen über den Leistungseintrag des zusätzlichen Heizsystems, über die Temperatur im Bereich des unteren Plenums sowie über den Füllstand in der Teststrecke zusammengestellt. Die Leistung des Heizers (Abb. 4.15-3, rechts oben) wird nahezu vollständig als Wärmestrom an das Fluid übertragen. Verglichen mit dem Experiment führt dies zu einer erhöhten Verdampfung, was sich speziell auf den Füllstandsverlauf unterhalb des beheizten Bereichs der Brennstabsimulatoren auswirkt (Abb. 4.15-3, rechts unten). Dieses Ergebnis deutet daraufhin, dass der zu niedrig berechnete Füllstand im Bereich unterhalb von 0,0 m aus einer nicht exakten Simulation der Ausdampfung des gefüllten Systems resultiert.

In den beiden anderen Diagrammen der Abb. 4.15-3 sind Temperaturverläufe an der Oberfläche des Heizers (Abb. 4.15-3, links oben) sowie die Wassertemperatur im Bereich des unteren Plenums mit gemessenen Daten (Abb. 4.15-3, links unten) verglichen. Experiment und Rechnung zeigen in diesem Bereich eine sehr gute Übereinstimmung.

- Temperaturverhalten

In den folgenden Diagrammen der Abb. 4.15-4 und 4.15-5 sind die gerechneten Temperaturverläufe der Hüllrohre in den Höhen zwischen 50 mm bis 1250 mm dargestellt. In diesem Bereich sind vorläufige Messwerte vorhanden /STU 06/.

Im unteren Teil des beheizten Bereichs bei ca. 50 mm begann in der Rechnung der Temperaturanstieg der Hüllrohre ~500 s früher als im Experiment (Abb. 4.15-4, links oben). Im Bereich zwischen 250 und 650 mm zeigen Rechnung und Experiment während der ersten 4000 s eine gute Übereinstimmung. Danach war der Temperaturanstieg geringer als beim Experiment. Die Temperaturspitzen bei 350 bis 650 mm, die zu einer erhöhten Hüllrohrtemperatur und zum Beginn der Zr-Oxidation ab ~1200 K führten, wurden in der Rechnung durch abschmelzendes Material aus höheren Bereichen hervorgerufen. Im Test wurden diese Spitzen nicht gemessen. So erfolgte bei 650 mm ein stetiger Temperaturanstieg bis auf ca. 1250 K und dann ein steiler Abfall infolge der Einspeisung des Quenchwassers.

Abb. 4.15-5 zeigt die Hüllrohrtemperaturen im oberen Bereich zwischen 750 und 1250 mm. Für den Bereich bei 950 mm sind auch die Shroudtemperaturen eingetragen. Im beheizten Bereich (<1000 mm) zeigen die gerechneten Temperaturprofile ab ca. 2000 s eine merkliche Unterschätzung der Messungen. Ab ~3500 s ist der berechnete Temperaturanstieg deutlich geringer als im Experiment. Oberhalb des beheizten Bereichs (1150 - 1250 mm) werden die Temperaturen bereits vor der Quenchphase deutlich überschätzt. Die höchsten Temperaturen treten wie im Experiment bei ~950 mm auf. Die Temperaturspitzen erreichen Werte bis zu 2400 K.

Das erste Versagen von beheizten Brennstabsimulatoren wird im Experiment nach 5563 s detektiert /STA 06/. Die Rechnung zeigt das erste Versagen in einer Höhe von ~950 mm infolge des Überschreitens der Berstspannung (Vorgabe: 38%) an. Der zentrale Stab und der Stab im inneren Ring versagen nach ~5567 s etwa gleichzeitig. Der Stab im äußeren Ring versagt etwa 10 s später. In Abb. 4.15-5 (rechts unten) ist zusätzlich noch der gerechnete Druckverlauf im Ringspalt der Brennstäbe dargestellt.

Die gerechneten Temperaturprofile zeigen gegenüber dem Experiment zum Teil deutliche qualitative Abweichungen, speziell im Verlauf des Anstiegs, der teilweise die Tendenz zu einem Temperaturplateau aufweist, wie es auch bei anderen QUENCH-Versuchen aufgetreten ist. Die Ursachen hierfür müssen bei einer Nachuntersuchung noch geklärt werden. Ein Grund für die Abweichungen könnte z. B. die ungenaue Simulation des Wärmeverlustes über die Bündelumfassung sein.

- Wasserstofferzeugung

Die H_2-Erzeugung während QUENCH-11 ist in Abb. 4.15-6 (oben) dargestellt. Der Vergleich mit den experimentellen Daten zeigt, dass bei der Rechnung der Beginn einer merklichen Entstehung von H_2 gegenüber dem Experiment etwas später (~85 s) erfolgt. Ferner ist die insgesamt erzeugte Masse mit ca. 60,3 g deutlich geringer als der Messwert mit ca. 140 g, wobei dieser hohe Wert noch durch nachfolgende Untersuchungen bestätigt werden muss. Gegenüber dem Experiment ergibt die Rechnung aus mehreren Gründen niedrigere Massen:

- die Eckstäbe wurden nicht modelliert,
- die äußere Seite der Zry-Schicht der Bündelumfassung kann nicht oxidieren,
- der Einfluss der Elektroden oder Thermoelemente auf die Oxidation ist nicht bekannt.

Bei der Rechnung wird der größte Anteil des Wasserstoffs bei der Oxidation des metallischen Zr der Hüllrohre erzeugt. Dies wird im Diagramm (Abb. 4.15-6, unten) von der Kurve „rodi calc." dargestellt. Die Differenz zur gesamten H_2-Erzeugung „H2 tot calc." gibt die bei der Oxidation der inneren Seite der Bündelumfassung und der Abstandshalter erzeugte Masse wieder. Die Kurve „melt calc." zeigt den Anteil der H_2-Masse „rodi calc.", der bei der Oxidation von geschmolzenem Material erzeugt wird.

- Oxidations- und Schmelzverhalten

Die Oxidschichtdicken der Stäbe sind in Abb. 4.15-7 zu den Zeiten der Herausnahme eines Eckstabs (5490 s) und nahezu am Ende der Quenchphase (7000 s) über der Höhe dargestellt.

In einer Höhe um 975 mm sind bei 5490 s sind die berechneten Oxidschichtdicken des zentralen Stabs (ROD1) und des Stabs des äußeren Rings (ROD3) mit einer maximalen Dicke von ungefähr 150 µm in etwa gleich (Abb. 4.15-7, links oben). Im gleichen Höhenbereich beträgt die Schichtdicke des Stabs im inneren Ring (ROD2) ~175 µm. Die Lage des Maximums stimmt bei Rechnung und Experiment zwar gut überein, aber im Experiment erfolgte die Oxidation im Wesentlichen im Höhenbereich zwischen 600 bis 1100 mm und in der Rechnung etwas oberhalb im Bereich zwischen 700 bis 1350 mm.

Nach ~7000 s sind in der Rechnung die Profile der Oxidationsschichten der drei Stäbe sehr unterschiedlich ausgeprägt (Abb. 4.15-7, links unten). Die Schicht des unbeheiz-

ten zentralen Stabs hat im Höhenbereich von 950 mm eine Dicke von ca. 0,40 mm (dox1) und ist etwa nur halb so dick wie die des Stabs des inneren Rings (dox2). Die Oxidschicht der Bündelumfassung (doxsh) ist relativ dünn. Der Grund liegt darin, dass hier von ATHLET-CD die Oxidation beendet wird, sobald die Schmelztemperatur des Zr erreicht wird.

Auf der rechten Seite der Abb. 4.15-7 sind die berechnete Massenverteilung nach 7000 s sowie die freie Fläche im Strömungskanal dargestellt. Der Parameter „mzry“ bezeichnet die geschmolzene Masse vor der Wiedererstarrung, „mdeb“ die erstarrte Debrismasse. Die Schmelze wurde in den Höhenbereich um 450 mm umgelagert. Wie bereits erwähnt, stellen die Abstandshalter im Modell der Rechnung keine Barriere für die abfließende Schmelze dar. Die abfließende Schmelze wurde in der Rechnung erst durch das Erstarren in unteren kälteren Bündelbereichen mit niedriger Temperatur gestoppt. Eine keramische Schmelze trat in der Rechnung wegen zu niedriger Temperaturen nicht auf.

Infolge der Materialumlagerung wurde die freie Strömungsfläche verringert. Das Diagramm zeigt im Höhenbereich bei 450 mm eine deutliche Verengung des Strömungskanals durch wieder angelagertes Material. Eine Blockade trat bei dieser Rechnung nicht auf, da die hierfür vorgegebene Bedingung der Verengung auf <10% des ursprünglich freien Querschnitts nicht erfüllt wurde.

Abb. 4.15-8 zeigt die Ausbildung von metallischer Schmelze und erstarrtem Material. Das erste Auftreten einer signifikanten Masse von geschmolzenem Zry (0,1 kg) wird nach ~5660 s berechnet. Das Diagramm weist auf ein diskontinuierliches Abschmelzverhalten und ein entsprechendes Wiedererstarren in relativ kurzer Zeit hin. Am Ende der Quenchphase haben sich ungefähr 1,46 kg Debris im Höhenbereich um 450 mm angelagert.

- Leistungsbilanz

Abb. 4.15-9 zeigt die mit ATHLET-CD berechnete Leistungsbilanz im Bündel. Während der chemischen Oxidationsreaktion von Zirkonium und Dampf wird zusätzlich zur elektrischen Leistung („eff. heat source“) noch durch chemische Reaktion erzeugte Leistung („oxidation“) in das Bündel eingetragen. Bei QUENCH-11 beträgt diese zusätzlich gewonnene Leistung bis zu 200 kW, was einen Faktor von etwa 30 gegenüber der eingetragenen elektrischen Leistung (~7 kW) bedeutet. Diese Energie wird an das Fluid („to

fluid“) übertragen und bei höheren Temperaturen auch an die Bündelumfassung („to structures“) abgestrahlt. Der Fehler in der Energiebilanz („error“) ist relativ klein.

4.15.5 Zusammenfassung

Die Rechnung zum halb-blinden SARNET Benchmark Problem QUENCH-11 wurde mit ATHLET-CD 2.1A durchgeführt. Dieses im Dezember 2005 in der QUENCH-Versuchsanlage des FZK durchgeführte Experiment wurde von INRNE (Sofia) vorgeschlagen und von PSI (Schweiz) analytisch unterstützt. Die Arbeiten wurden zum Teil von der EC (European Community) unterstützt und von INRNE koordiniert.

Bei diesem Versuch handelte es sich um einen Ausdampfversuch mit anschließender Flutung eines überhitzten Kerns. Es war damit der erste Versuch der QUENCH Serie, bei dem die Teststrecke in drucklosem Zustand mit Wasser gefüllt war. Diese Situation kann z. B. bei auslaufenden Pumpen entstehen. Zur Durchführung des Experiments war es notwendig, in der bestehenden Versuchsanlage ein zusätzliches Heiz- und Wasserversorgungssystem zu installieren. Dieses System musste auch im ATHLET-CD Eingabedatensatz modelliert werden.

Die ersten Ergebnisse zeigen, dass die Ausdampfphase hinreichend gut mit dem Programm nachvollzogen werden konnte. Dennoch ergaben sich Unterschiede zum experimentellen Ablauf, die einige Modellveränderungen bezüglich des kombinierten Leistungseintrags in das zusätzliche Heizsystem und in die Brennstabsimulatoren erforderlich machen. Auch die Simulation der Wärmeverluste über die Bündelumfassung ist zu verbessern. Nach Bekanntgabe weiterer experimenteller Ergebnisse kann die Diskussion der Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Rechnung und des Experiments fortgesetzt werden.

4.16 Nachrechnungen im Rahmen der externen ATHLET-CD Validierung

Während der Laufzeit des Vorhabens RS1155 wurden im Rahmen der externen Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD von der GRS die von der Ruhr-Universität Bochum im BMWA/BMWi-Vorhaben 150 1241 und im BMWi-Vorhaben 1501 305 durchgeführten Nachrechnungen der nuklearen “In-Pile“-Versuche PHEBUS FPT 2 und FPT-4, LOFT-FP-2 sowie des Unfalls an der Reaktoranlage TMI-2 betreut, weiterhin die Nachrechnungen der Versuche QUENCH-03, -07 und -08 mit elektrisch beheiztem Bündel.

Die Ergebnisse der in /KLE 04a, KLE 04b, DRA 04a, DRA 04b, DRA 04c, HOL 05, DRA 06/ dokumentierten Nachrechnungen werden im Folgenden zusammengefasst.

4.16.1 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-2

Die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-2 mit der Programmversion ATHLET-CD 1.2E/1.1J im Rahmen des BMWA-Vorhabens 150 1241 wird in /KLE 04a/ ausführlich beschrieben. Bei der Nachrechnung wurden vor allem die in Kap. 3 beschriebenen Module ECORE und FIPREM (siehe Kap. 3) überprüft. Der Versuch wird in Kap. 4.10.2 beschrieben.

Der Vergleich der Ergebnisse der Nachrechnung (Basisrechnung mit: Kühlmitteleinspeiserate INFLOW=0,5 g/s, Einspeisetemperatur INTEMP=165 °C, Oxidationsfaktor OXXLIM=0,1 und UO_2-Schmelztemperatur TCOMPM=2600 K) mit denjenigen aus dem Experiment zeigt, dass die Brennstabtemperaturen bis zur Temperatureskalation auf allen Bündelhöhen sehr gut wiedergegeben werden. Zwischen 300 mm und 600 mm werden auch die lokalen Temperaturmaxima in der Eskalationsphase quantitativ gut berechnet. Bei den Bündelhöhen 200 und 700 mm werden die Maxima etwas später als im Experiment erreicht und um 180 bzw. 145 K überschätzt. An den Messpositionen bei 800 und 900 mm sind die berechneten Stabtemperaturen etwas zu niedrig. Nach der Eskalationsphase werden bis etwa 14000 s die Temperaturen an allen Höhenpositionen zwar tendenziell überschätzt aber qualitativ gut berechnet. Der Absorberstab schmilzt in der Rechnung etwa bei 9000 s, was in etwa dem experimentellen Ergebnis entspricht. Weiterhin ist in der Rechnung im Höhenbereich von 400 bis 500 mm nach 16000 s und für den Höhenbereich bei 300 sowie 600 mm um etwa 18000 s eine Verlagerung von Stabmaterial zu beobachten. Im Experiment setzt bei 14250 s die Bündelzerstörung mit Materialverlagerungen aus dem mittleren Höhenbereich bei 500 mm ein.

Die Shroudtemperaturen bilden den Temperaturverlauf der Brennstäbe auf niedrigerem Temperaturniveau und gedämpft ab. Die Übereinstimmung der berechneten mit den gemessenen Temperaturen im äußeren Shroud ist vor allem im mittleren Bündelbereich (400 mm bis 700 mm) gut. Die Temperaturen im inneren Shroud werden dagegen von der Rechnung deutlich (z. T. in der Größenordnung von 250 K) überschätzt.

Im Kühlkreislauf werden die Temperaturniveaus im heißen wie auch im kalten Strang von ATHLET-CD simuliert. Erfasst wird auch die Temperaturdelle während der Temperatureskalation im Bündel um 10000 s, die im Dampferzeuger sehr ausgeprägt ist.

Im Zeitbereich bis 11000 s stimmt die von ATHLET-CD errechnete mit der experimentellen Wasserstofffreisetzung sehr gut überein. Danach berechnet der Code aufgrund der im Vergleich zum Experiment etwas höheren Brennstabtemperaturen mit 111,84 g eine Freisetzungsmenge, die um 2,3 % zu hoch ist.

Die Freisetzung von Spalt- und Strukturmaterialien wird vom Code ab 8000 s berechnet, speziell für Silber entsprechend dem Zeitpunkt der Verlagerung des Absorberstabs nach 9000 s. Silber wird innerhalb von 180 s freigesetzt und erreicht bereits in der Oxidationsphase einen Freisetzungsanteil von 1,5 % des Anfangsinventars. Für die anderen Elemente endet die Freisetzung erst mit dem Beginn der Abkühlphase. Bei diesen berechnet ATHLET-CD eine größere Freisetzungsmenge als im Experiment festgestellt. Bezogen auf das Anfangsinventar sind dies für ^{131}I mindestens um 15 % mehr als im Experiment und für ^{132}Te und ^{140}Ba um 12 bis 19 %. Für ^{137}Cs und ^{99}Mo beträgt der Unterschied sogar ca. 30 %.

4.16.2 Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-4

Die Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT-4 mit der Programmversion ATHLET-CD 2.0A/1.1K im Rahmen des BMWA-Vorhabens 150 1241 wird in /KLE 04b/ ausführlich beschrieben.

PHEBUS FPT-4 ist ein Experiment zur späten Phase der Kernzerstörung, bei dem das Kernmaterial in Form eines Partikelbetts angeordnet war. Von unten ausgehend besteht das Partikelbett bis zu einer Höhe von 120 mm aus abgereichertem Material (2,507 kgUO_2 mit 0,23 % U-235) mit einer Porosität von ca. 43,2 % und Partikeldurchmessern im Bereich von 2 bis 5 mm. Das Partikelbett im Höhenbereich von 120 bis 360 mm besteht aus angereichertem Material (UO_2-ZrO_2 Bruchstücke: z. B. 3,020 kg UO_2 mit einer Anreicherung von 4,5 % und 0,761 kg ZrO_2) mit einer Porosität von ca. 52,9 %. Hierbei haben 20 % der UO_2-Partikel einen Durchmesser zwischen 2 und 3 mm, 45 % zwischen 3 und 4 mm und 35 % zwischen 4 und 5 mm. Von den ZrO_2–Partikeln haben 40 % einen Durchmesser zwischen 2 und 3 mm, 40 % einen Durchmesser zwischen 3 und 4 mm und 20 % einen Durchmesser zwischen 4 und 5 mm. Der Versuchsablauf umfasste eine Kalibrierungsphase (0 bis 9414 s), eine Freisetzungsphase von leicht- und schwerflüchtigen Spaltprodukten (9414 bis 14554 s), eine Phase mit Schmelzeseebildung (14554 bis 15534 s) und eine Abkühlphase (15534 bis 16842 s). Während der ersten drei Versuchsphasen wurde die Reaktorleistung schrittweise von 1450 kW auf 7130 kW angehoben. Mit Beginn der Abkühlphase wurde die

Leistung auf null reduziert, die Dampf- und die Wasserstoffeinspeisung wurde aber mit 0,47 g/s bzw. 0,0128 g/s bis zum Versuchende fortgesetzt. Im Experiment sollte die Freisetzung von leichtflüchtigen Spaltprodukten aus dem Partikelbett in den Temperaturbereichen bei ~2200 und ~2700 K untersucht werde, weiterhin die Bildung des Schmelzsees.

Das Partikelbett wurde im Eingabedatensatz ersatzweise mit 10 radial verbundenen ringförmigen Strömungskanälen und mit 9 an die Strömungskanäle 1 bis 9 gekoppelten Brennstäben modelliert. Die Struktur der Behälterwand ist an den äußeren Strömungskanal 10 gekoppelt. Die Geometrie der Strömungskanäle und der Brennstäbe wurde so gewählt, dass die oben angegebenen Porositäten sowie die UO_2- und ZrO_2-Massen der beiden Bereiche des Partikelbetts erfasst wurden.

Weil die Kopplung des Moduls MESOCO an das Thermo- und Fluiddynamik-Modell von ATHLET-CD noch nicht abgeschlossen ist, konnte dieser Modul bei der Rechnung nicht aktiviert werden.

Der Vergleich zwischen Rechnung und Experiment zeigt, dass die berechneten Temperaturen im Partikelbett und in der Behälterwand sehr gut mit den Messwerten übereinstimmen. Allerdings werden die Temperaturen im unteren Bereich des Partikelbetts etwas über- und im oberen Bereich unterschätzt.

Die Freisetzung von Spalt- und Strukturmaterialien wird vom Code ab 9600 s berechnet. Leicht-flüchtige Spaltprodukte wie Cs, I, Xe und Te werden in der Rechnung hauptsächlich in den Zeitbereichen zwischen 11500 und 14000 s sowie im Bereich um 15500 s freigesetzt. Bezogen auf das Anfangsinventar liegt bei Störfallende die freigesetzte, akkumulierte Masse der Rechnung für Cs bei 93 %, für I bei 90 %, für Xe bei 93 % und für Te bei 90 %. Die entsprechenden experimentellen Werte liegen für Cs bei 84 %, für I bei 97 %, für Xe bei 100 % und für Te bei nur 44 %. Die Freisetzung der mittel-flüchtigen Spaltprodukte wie Ba und Mo nimmt ab 12000 s allmählich zu und im Zeitbereich nach 14555 s sehr stark, wenn die Reaktorleistung erhöht wird. Bezogen auf das Anfangsinventar liegt bei Störfallende die freigesetzte Masse der Rechnung für Ba bei 10,6 % und für Mo bei 65,5 %. Die entsprechenden experimentellen Werte liegen für Ba bei 35 % und für Mo bei 77 %. Damit ist die Übereinstimmung zwischen den gerechneten und gemessenen Freisetzungsmengen insgesamt zufriedenstellend. Lediglich bei Te beträgt die Abweichung zwischen Rechnung und Experiment über 100 %.

4.16.3 Nachrechnung des Versuchs LOFT-FP-2

Die Nachrechnung des Versuchs LOFT-FP-2 mit der Programmversion ATHLET-CD 1.2D/1.1G im Rahmen des BMWA-Vorhabens 150 1241 wird in /DRA 04a/ ausführlich beschrieben.

Der von der OECD unterstützte nuklear beheizte "In Pile"-Versuch LOFT LP-FP-2 wurde 1985 im Idaho National Engineering Laboratory (INEL), USA, in der LOFT-Versuchsanlage (Loss of Fluid Test) durchgeführt. Die LOFT-Anlage simulierte einen amerikanischen Westinghouse-Druckwasserreaktor im Volumenmaßstab 1:50. Der Versuch LOFT-FP-2 besteht aus der Konditionierungsphase (84 h), der vortransienten Phase (121 h), der transienten Phase (1800 s) und der posttransienten Phase (44 d). Das Experiment diente der Untersuchung der Thermohydraulik eines Kühlmittelverluststörfalles bei angenommenem Totalausfall der Nachkühlsysteme, der Erfassung der Spaltproduktfreisetzung eines partiell zerstörten Kerns, des Spaltprodukttransportes sowie der Spaltproduktrückhaltung im Primärkreislauf.

In dem für die Nachrechnung verwendeten Nodalisierungsmodell werden der komplette intakte Primärkreislauf einschließlich Surgeline und Druckhalter, die an den kalten Strang des intakten Primärkreislaufs gekoppelte Leckageleitung, der heiße und kalte Strang des Bruchloops und der Druckbehälter mit dem Treiberkern und dem Testbündel sowie die Sekundärseite des Dampferzeugers im intakten Primärkreislauf nachgebildet.

Der mit ATHLET-CD errechnete Primärdruckverlauf stimmt über den gesamten nachgerechneten Versuchszeitraum von 1800 s mit der vollständigen Transiente einschließlich des Quenchens gut mit der Messung überein.

Die Leckmassenströme der aktuellen Rechnung aus dem Druckhalterabblaseventil, aus der an den heißen Bruchstrang gekoppelten Niederdruckeinspeiseleitung (Abriss angenommen) und aus der an den kalten Strang des intakten Loops gekoppelten Leckleitung für das kleine Leck weisen einen sinnvollen Verlauf auf. Die bei der Rechnung insgesamt ausgeströmte Masse beträgt 4065 kg. Dieser Wert stimmt gut mit dem vom Experimentator anhand von Füllstandsmessungen in den Abblasebehältern abgeschätzten Wert von 4200 kg überein. Zeitverläufe der experimentellen Massenströme liegen nicht vor. Des Weiteren stellt sich während der Kernzerstörungs- und Quenchphase im Testbündel ein Massendurchsatz ein, der innerhalb der von den Experimentatoren vorgegebenen Grenzen liegt.

Die Temperaturverläufe im Testbündel werden auf allen Bündelhöhen während des gesamten Störfalls mit guter Näherung zum Experiment simuliert. Im Treiberkern stimmen die gerechneten Temperaturverläufe auf allen betrachteten Bündelhöhen bis zum Ende der Druckentlastungsphase sehr gut mit den Messungen überein. In den sich anschließenden Phasen der Kernaufheizung und -zerstörung werden die Temperaturen teilweise leicht unterschätzt, und es wird keine Temperatureskalation berechnet, weil der Massenstrom im Treiberkern wahrscheinlich etwas zu hoch ist.

Die an der äußeren, zum Treiberkern gerichteten Shroud-Oberfläche berechneten Temperaturen werden während der Kernzerstörungsphase von der Rechnung im Vergleich zum Experiment deutlich unterschätzt. Auch dies könnte auf den zu hohen Massenstrom im Treiberkern zurückzuführen sein.

Die berechnete axiale Oxidschichtdickenverteilung im Testbündel entspricht der zu Grunde liegenden Temperaturverteilung und der damit verbundenen Oxidationsrate. Dies kann allerdings mangels experimenteller Daten nicht bestätigt werden.

ATHLET-CD berechnet bis zum Beginn der Notkühleinspeisung eine Wasserstoffmasse von 266 g. Dies ist gegenüber der im Versuch erzeugten Wasserstoffmasse von 205 ±11 g ein sehr guter Näherungswert. Während der Quenchphase wird in der Rechnung nur noch eine Wasserstoffmasse von 24 g erzeugt, im Experiment eine von 819 ±364 g. Damit wird trotz der großen Unsicherheit des experimentellen Werts die Wasserstofferzeugung während der Quenchphase von der Rechnung erheblich unterschätzt, was vermutlich auf eine zu hohe Notkühleinspeisung mit der damit verbundenen guten Kühlung des Kerns zurückzuführen ist.

Die Massen der freigesetzten Spaltprodukte sind in der Rechnung (Xe: 0,72 g; Kr: 0,0741 g; I: 0,085 g; Cs: 0,463 g; Te: 0,0179 g) etwa viermal so hoch wie beim Experiment (Xe: 0,19 g; Kr: 0,0174 g; I: 0,009 – 0,046 g; Cs: 0,108 g; Te: 0,0049 g). Ein wichtiger Grund hierfür ist wahrscheinlich, dass die im Modell verwendeten Freisetzungsraten auf hoch abgebrannten Brennstoff bezogen sind, wogegen es sich im Experiment um schwach abgebrannten Brennstoff handelte.

Abschließend ist festzustellen, dass bei der aktuellen Rechnung insgesamt deutlich bessere Ergebnisse erzielt wurden als bei der in /STE 00/ dokumentierten früheren Nachrechnung.

4.16.4 Nachrechnung des Unfalls an der Reaktoranlage TMI-2

Die Nachrechnung des Unfalls an der Reaktoranlage TMI-2 mit der Programmversion ATHLET-CD 2.0A1.1K im Rahmen des BMWi-Vorhabens 150 1241 wird in /DRA 04b, DRA 04c/ ausführlich beschrieben.

Die Simulation des TMI-2-Unfalls stellt eine besondere Herausforderung an das Programm dar, da ein realer Unfallablauf in einer Gesamtanlage - beginnend bei der komplexen Thermohydraulik bis hin zum Kernschmelzen mit anschließender Schüttbett- und Schmelzepoolbildung sowie Kernverlagerung zum RDB-Boden - berechnet werden muss.

Beim Unfall in der Reaktoranlage TMI-2 (Harrisburg, Pennsylvania, USA) am 28. März 1979 um 04:00:37 Uhr Ortszeit war es als Folge von Wartungsarbeiten zur unbeabsichtigten Ausschaltung der Kondensatpumpen, dann zur Ausschaltung der Speisewasserpumpen mit nachfolgendem Turbinenschnellschluss gekommen. Weil die Notspeisewasserpumpen trotz regelungstechnischer Auslegung nicht einspeisten, sie waren nach einer Inspektion am Vortag nicht wieder ordnungsgemäß in Betrieb genommen worden, kam es zur Verringerung der Wärmeabfuhr aus den primärseitigen Kühlkreisläufen über die Dampferzeuger und schließlich zum Primärdruckanstieg. Durch Öffnen des Druckentlastungsventils PORV am Druckhalter konnte zwar der Druck im Primärkühlkreislauf wieder abgesenkt werden, das Ventil schloss jedoch nicht mehr vollständig, was einen fortschreitenden Kühlmittelverluststörfall initiierte, der erst 139 Minuten nach Reaktorschnellabschaltung bemerkt und mittels des wiederholten Schließens und Öffnens des Blockabsperrventils vor dem PORV mehrmals unterbrochen wurde. Durch die Fehleinschätzung des Wasserinventars im Druckbehälter aufgrund eines hohen Druckhalterwasserstandes wurde die bereits angelaufene Hochdruckwassereinspeisung manuell gedrosselt. Dieses stellte die exakt gegenteilige Aktion dessen dar, was eigentlich seitens der Bedienungsmannschaft hätte eingeleitet werden müssen. In der Folge des Kühlmittelverluststörfalls wurde der Kern zunächst freigelegt, aufgeheizt und im weiteren Unfallszenario in großen Teilen zerstört. Diese Zerstörung mündete in einer Trümmerbett- und Schmelzeseebildung in der zentralen Kernregion. Die den Schmelzesee tragende Kruste versagte zwischen der 224. und 226. Minute, wodurch es zu einer massiven Schmelzeverlagerung von rund 30 t Kernmaterial aus dem Schmelzesee zum RDB-Boden kam, der trotz der hohe Belastung nicht versagte. Nach der 240. Minute konnte der Reaktor langsam wieder in einen sicheren Zustand gebracht und abgekühlt werden.

Für die Nachrechnung wurde ein Nodalisierungsmodell verwendet, in dem das Primärsystem, das im Wesentlichen aus dem Reaktorkern, den beiden Loops A und B und dem Druckhalterstrang besteht, komplett nachgebildet ist, das Sekundärsystem vereinfacht als offenes System. Die Ereignissequenz in Form der Öffnungs- und Schließvorgänge des PORV bzw. des Blockabsperrventils, der An- und Abfahrprozeduren der Hauptkühlmittelpumpen und der Hochdruckeinspeisung sowie der Dampferzeuger-Parameter wird im GCSM-Eingabeteil modelliert.

Der Wasserstand im Druckhalter wird in Anbetracht der Ungenauigkeiten der vorhandenen Messdaten und der Komplexität der Thermohydraulik des TMI-2-Unfalls gut nachgerechnet, der Wasserstand im Kern ist plausibel. Wie der Vergleich der gerechneten und der gemessenen Ausströmung durch das Druckhalterventil PORV zeigt, liegt der mit ATHLET-CD errechnete Kurvenverlauf während des gesamten Unfallablaufs bis 240 Minuten nur wenig über dem mit großen Unsicherheiten behafteten gemessenen Kurvenverlauf, am Ende der vierten Unfallphase bei 240 Minuten um ca. 14 % (Rechnung: 160 t; Messung: 140 t). Deshalb weist auch der mit ATHLET-CD berechnete Druckverlauf eine gute Übereinstimmung mit den während des Unfalls gemessenen Daten auf. Allerdings wird der Primärdruck in der Quenchphase - also während der Transiente der Pumpen in Loop B und der sich anschließenden Hochdruckeinspeisung - deutlich überschätzt. Dies kann darauf zurückzuführen sein, dass die Wärmeübertragung an das Kühlmittel im Kern infolge des Fehlens von ablauffähigen Spätphasenmodellen überschätzt wird. Zur verbesserten Simulation der letzten Phasen des Unfallhergangs, in denen es zur Trümmerbett- und Schmelzepoolbildung sowie einer sich an das Quenchen anschließenden Schmelzeverlagerung zum RDB-Boden kam, sind solche Modelle aber notwendig.

Auch die mit ATHLET-CD berechneten Ergebnisse hinsichtlich der der Brennstofftemperaturen, der Oxidschichtdickenverteilung sowie der zeitlichen Verläufe der metallischen und keramischen Schmelze- und Krustenbildung im Kern stellen bis zum Zeitpunkt der Trümmerbett- und Schmelzepoolbildung, -ausbreitung und der massiven Kernverlagerung aus dem aufbrechenden Schmelzepool ein sinnvolles Simulationsergebnis dar, das plausibel ist und auch den Simulationsergebnissen anderer Institutionen und Codes nicht widerspricht. Messdaten liegen hierzu nicht vor. Das Ausdampfen, die Freilegung und das Aufheizen des Reaktorkerns bis zur einsetzenden Kernzerstörung mit Blockadebildung werden in Übereinstimmung zur angenommenen Konfiguration des TMI-2-Kerns bei den entscheidenden Zeitpunkten der Unfallsequenz

simuliert. Die letzte Phase der hier betrachteten Unfallsequenz kann aus den bereits oben angesprochenen Gründen nicht abgebildet werden.

Die Wasserstofferzeugung setzt in der Rechnung etwa 130 Minuten nach Unfallbeginn ein. Die beim Unfall bis zum Beginn der Pumpentransiente im B-Loop bei 174 Minuten erzeugte Wasserstoffmenge von etwa 300 kg wird vom Programm um fast 75 kg. überschätzt. Die nach dem Fluten bzw. Quenchen als Folge der Pumpentransiente und der anschließenden Hochdruckeinspeisung vorliegende H_2-Menge von 459 kg (bei 240 Minuten) wird dagegen von ATLET-CD um ca. 60 kg unterschätzt. Dies kann im vorliegenden Fall darauf zurückzuführen sein, dass in den heißen, oberen Kernregionen durch Hüllrohrversagen und Schmelzeverlagerung in tiefere Kernbereiche nicht mehr genügend metallisches Zirkonium und damit oxidierbares Material verfügbar ist, was anhand der berechneten Oxidschichtdickenverteilung belegt wird. In den unteren, nicht mit Wasser gefluteten Kernbereichen sind in der Rechnung die Temperaturen nicht hoch genug, um signifikant zur Wasserstofferzeugung als Folge der Oxidation mit beizutragen.

Aus dem Vergleich der mit ATHLET-CD berechneten Freisetzung von Spaltprodukten und Strukturmaterialien im Primärkreis mit den nach dem Ende des Reaktorunfalls bei 240 Minuten (Ende der vierten Unfallphase) abgeschätzten Daten ergibt sich, dass das mit ATHLET-CD berechnete Spaltproduktverhalten eine plausible Näherung ist. So wird von ATHLET-CD für die leicht flüchtigen Elemente I, Cs und das Edelgas Xe eine auf das Anfangsinventar bezogene Transportrate in das Primärsystem von ca. 53 % berechnet, in der TMI2-Anlage waren es ca. 50 %. Für die flüchtigen Elemente Te und Sb wird eine gemeinsame Transportrate von 5 % berechnet und für Sr ein Wert von 3 %, in der TMI2-Anlage waren es 1,6 % für Sb allein und 3,5 % für Sr.

Abschließend sei nochmals angemerkt, dass sowohl die Thermohydraulik als auch das Kernverhalten des TMI-2-Unfalls mit ATHLET-CD gut simuliert werden kann. Probleme treten allerdings bei der Simulation der späten Phase des Unfalls auf, die mit Trümmerbett- und Schmelzepoolbildung im Kernbereich sowie einer massiven Verlagerung von Kernschmelze zum RDB-Boden einhergeht. Dafür notwendige Spätphasenmodelle wie z. B. MESOCO sind nur eingeschränkt anwendbar oder noch nicht implementiert.

4.16.5 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-03

Die Nachrechnung des Versuchs QUENCH-03 mit der Programmversion ATHLET-CD 2.0A//1.1K im Rahmen des BMWi-Vorhabens 1501 305 wird in /HOL 05/ ausführlich

beschrieben.

Der Versuch QUENCH-03 bestand aus einer Aufheizphase, aus einer transienten Phase und einer Quenchphase. Während der 1 bis 2 h dauernden Aufheizphase wurde das Bündel mit einer elektrischen Leistung von 4 kW auf eine Temperatur von ca. 600 bis 850 °C erwärmt. Hierbei strömte ein Argon-Wasserdampfmassenstrom von ca. 6 g/s durch das Bündel. In der anschließenden transienten Phase, die von 900 bis 2600 s nach Beginn der Messwertaufzeichnung dauerte, wurde die elektrische Bündelleistung mit einem Gradienten von 0,4 W/s auf 18,4 kW erhöht. Ab 2380 s setzte bei einer Bündelhöhe von 750 mm und dann auch in den oberen Bündel- und Shroud-Bereich aufgrund der exothermen Zirkon-Wasserdampf-Reaktion eine Temperatureskalation ein, die zum Versagen von Thermoelementen führte. Mit dem Erreichen der festgesetzten Temperaturgrenze von 2400 K wurde bei 2600 s die Quenchphase eingeleitet, wobei das Bündel von unten mit einer Wasserrate von 90 g/s und nach ca. 25 s noch mit ca. 40 g/s geflutet wurde. Die Argon-Wasserdampfeinspeisung wurde bei 2606 s beendet und durch die Einspeisung von Argon (Trägermedium für Wasserstoff) am oberen Bündelende mit 3 g/s ersetzt. Mit dem Beginn der Quenchphase wurde außerdem die Bündelleistung innerhalb von 2 s auf 44 kW erhöht und bis 2747 s gleichmäßig auf 37,5 kW heruntergefahren. Während dieser Zeitspanne kam es im oberen Bündelbereich zu weiteren Temperatureskalationen mit Versagen der Hüllrohre und des Shroud. Es wurde Schmelze gebildet und verlagert sowie weiteres oxidierbares Material freigesetzt, wodurch eine starke Wasserstofferzeugung ermöglicht wurde. Im Zeitbereich von 2747 bis 2762 s wurde die elektrische Leistung auf 4 kW reduziert und dann konstant gehalten, um die Nachzerfallsleistung der Spaltprodukte in einem LWR zu simulieren. Der Versuch wurde bei 3500 s beendet.

Für die Nachrechnung des Versuchs QUENCH-03 wurde ein Nodalisierungsmodell ähnlich dem in Kap. 4.1.1 verwendet, das neben den Strukturen der Bauteile zwei Strömungskanäle modelliert, die zum einen den Hauptströmungspfad durch das Bündel und zum anderen den durch den Kühlkanal repräsentieren.

Die vergleichende Analyse und Bewertung der Nachrechnungen mit ATHLET-CD 2.0A/1.1K anhand der Messdaten weist in Bezug auf die Wasserstofferzeugung bis zum Quenchen bzw. dem Shroudversagen gute Übereinstimmungen auf. Durch Untersuchungen zum Einfluss der unterschiedlichen Oxidationsmodelle auf die Wasserstofferzeugung stellte sich das Oxidationsmodell nach Leistikow und Prater/Courtright als das heraus, welches im Vergleich zu den Modellen von Cathcart und Urbanic/Heidrick sowie von Cathcart und Prater/Courtright mit 40,5 g die größte Menge an Wasserstoff

berechnet. Dabei folgt der numerische Verlauf für eine kurze Zeit zwischen Quenchbeginn und Shroudversagen recht gut den experimentellen Werten. Im Bereich des Quenchens wird dann die Wasserstofferzeugung im Vergleich zum Experiment stark unterschätzt, so dass nur 37,8 % der tatsächlich gemessenen Wasserstoffmenge berechnet wird.

Weitere Parameteranalysen wurden mit Eingabegrößen durchgeführt, die im direkten Zusammenhang mit den Oxidationsmodellen stehen. Hierbei ergab sich lediglich eine qualitative und geringfügige quantitative Verbesserung, wenn mit Hilfe der Dampfmangelparameter OXXLIM und OXXLIMI erst bei sehr kleinem Wasserdampf-Partialdruck ein Dampfmangel unterstellt wurde.

Unter Verwendung des Oxidationsmodells nach Leistikow und Prater/Courtright sowie den optimierten Dampfmangelparametern werden die Temperaturen des Bündels und des Shrouds im unteren Bündelbereich sehr gut wiedergegeben. In den oberen Bündelhöhen (750 mm und 950 mm), wo es im Versuch zu Temperatureskalationen und Abschmelzen der Strukturen kam, werden die Hüllrohrtemperaturen während der transienten Phase im Vergleich zu den Messungen recht gut berechnet, dann aber unterschätzt. Die errechneten Zeitpunkte für das Erreichen der maximalen Hüllrohrtemperaturen stimmen mit den experimentellen Werten nicht genau überein. So werden in der Rechnung bei 750 mm Bündelhöhe die Maximaltemperaturen zu spät erreicht, bei 950 mm zu früh. Die Zeitpunkte für das Erreichen der maximalen Shroudtemperaturen werden auf einer Bündelhöhe von 750 mm sehr gut berechnet, bei 950 mm analog zu den Hüllrohrtemperaturen zu früh. Allerdings werden in beiden Messebenen die Temperaturen wiederum unterschätzt. Die Unterschätzung sowohl der Temperaturen des Bündels und des Shrouds als auch der Wasserstofferzeugung lassen sich im Wesentlichen auf Vereinfachungen in der Modellierung zurückführen. Partielles Schmelzen des Shrouds kann vom Code nicht wiedergegeben werden, weil der nicht reaktortypische Shroud als HECU-Struktur abgebildet werden muss, die aber vom Modellansatz her nicht versagen kann. Damit können neu freigelegte oxidierbare Oberflächen durch Shroudversagen nicht berücksichtigt werden. Des Weiteren spielt bei der Unterschätzung auch die vereinfachte Modellierung der Simulatorstäbe eine Rolle, wodurch lokale Effekte in azimutaler Richtung nicht berücksichtigt werden können. Für alle in einem HEAT-Objekt zusammengefassten Stäbe auf einer Bündelhöhe wird ein identisches Verhalten unterstellt.

Den Oxidationsgrad der noch intakten Hüllrohre berechnet ATHLET-CD in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Nachuntersuchung des Experiments. Im Ver-

such QUENCH-03 wie auch einigen anderen CORA- und QUENCH-Experimenten trägt die Oxidation der metallischen Schmelze zur weiteren Schmelzebildung und Wasserstofferzeugung bei, was aber bei der vorliegenden Rechnung nicht eindeutig zu erkennen ist. Von der Berücksichtigung des Einflusses der maximal wirksamen Oxidschichtdicken der Schmelzesträhne mit Hilfe einer in der freigegebenen Programmversion ATHLET-CD 2.0A/1.1K noch nicht implementierten Eingabegröße ist eine weitere Erhöhung der Wasserstofferzeugung und eine Verbesserung des thermischen Verhaltens des Bündels zu erwarten, wie Testrechnungen des Entwicklers gezeigt haben.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit ATHLET-CD 2.0A//1.1K das physikalische Verhalten des Bündels in der frühen Phase der Kernzerstörung und des Quenchens sehr gut berechnet werden kann und im Vergleich zu den Ergebnissen mit der älteren Programmversion 1.2D/1.1I eine deutliche Verbesserung erzielt wurde. Die Modellentwicklung hinsichtlich der Simulation der Vorgänge beim Quenchen eines stark zerstörten Kerns ist voranzutreiben.

4.16.6 Nachrechnung der Referenzversuche QUENCH-07 und QUENCH-08

Die Nachrechnung der Referenzversuche QUENCH-07 (mit B_4C-Absorberstab) und QUENCH-08 (ohne Absorberstab) mit der Programmversion ATHLET-CD 2.0A//1.1L im Rahmen des BMWi-Vorhabens 1501 305 ist in /DRA 06/ ausführlich dokumentiert.

Der Versuch QUENCH-08 war als Referenzversuch zu QUENCH-07 durchgeführt worden, um den Einfluss des bei QUENCH-07 erstmals verwendeten, zentralen B_4C-Steuerstabsimulators auf die Bündelzerstörung sowie auf den Wasserstoffquellterm zu analysieren. Dazu wurde das Experiment QUENCH-08 mit soweit wie möglich identischen Randbedingungen und wie bei allen vorhergehenden QUENCH-Tests mit einem zentralen, unbeheizten Brennstabsimulator durchgeführt.

Für die Nachrechnung der in Kap. 4.1.2 und 4.3.1 beschriebenen Versuche QUENCH-07 und QUENCH-08 wurden Nodalisierungsmodelle verwendet, die dem in Kap. 4.1.1 ähnlich sind. Der Einfluss der Abstandshalter auf die Strömung auf dem jeweiligen Bündelquerschnitt wird durch eine lokale Anpassung des hydraulischen Durchmessers des TFO "BUNDLE" realisiert. Der externe elektrische Widerstand wurde für die QUENCH-07 Rechnung auf 9,25 mΩ und für die QUENCH-08 Rechnung auf 6,8 mΩ gesetzt, die Zirkonoxidation wurde sowohl für die HEAT- als auch für die HECU-Strukturen mit der Korrelation nach Cathcart und Urbanic/Heidrick gerechnet.

Bei der QUENCH-07 Rechnung wurde nach vorausgehenden Parameterrechnungen die Kinetik der beiden Reaktionsschritte der B_4C-Oxidation über die Reaktionsraten der VERDI/BOX-Daten für die B_4C-Umsetzung und der TG/BOX-Daten für die B_2O_3-Umsetzung simuliert. Die eutektische Wechselwirkung der B_4C-Pellets mit dem Edelstahl des Absorberhüllrohres wurde über die Korrelation nach Nagase berücksichtigt. Da das Verlagerungsmodell für B_4C-Absorberstäbe in der vorliegenden Programmversion ATHLET-CD 2.0A/1.1L lediglich die Verlagerung des Führungs- und Hüllrohrmaterials, also Edelstahl und Zircaloy berücksichtigt und noch nicht mit dem B_4C-Modell gekoppelt war, wurde die Versagenstemperatur des Absorberstabs auf Werte oberhalb der maximal auftretenden Temperaturen des zentralen Steuerstabsimulators gesetzt, um damit in der Rechnung zwar eine Verlagerung des Zentralstabes zu unterbinden, aber gleichzeitig die B_4C-Oxidation korrekt zu erfassen.

Die Ergebnisse der Rechnungen zu den Versuchen QUENCH-07 und -08 weisen für den kompletten Versuchszeitraum eine qualitativ und quantitativ gute Übereinstimmung der Brennstab-Hüllrohrtemperaturen mit den experimentellen Daten auf. Beiden Nachrechnungen ist gemeinsam, dass das für QUENCH-Versuche typische Temperaturplateau während der quasistationären Oxidationsphase nicht auf allen Bündelhöhen richtig nachgebildet werden kann. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass derzeit der externe Widerstand als konstanter Wert vorzugeben ist und seine Temperaturabhängigkeit über ein GCSM-Signal noch nicht berücksichtigt werden kann.

Während in der QUENCH-08 Nachrechnung die Temperaturen im unteren Bündelbereich gut mit den entsprechenden Messwerten übereinstimmen, zeigt sich dort in der QUENCH-07 Nachrechnung trotz qualitativ gutem Verlauf eine deutliche Überschätzung. Das Bündel wurde beim Versuch QUENCH-07 nicht wie bei QUENCH-08 sofort nach Einleitung der Quenchphase abgekühlt, sondern es kam in einigen, höher gelegenen Bündelquerschnitten zu einer weiteren Temperatureskalation bis dann die Abkühlung einsetzte. Dieses Phänomen wird von ATHLET-CD nicht erfasst. In beiden Nachrechnungen setzt auf allen Bündelhöhen die Kühlung direkt nach Einleiten der Quenchphase ein, wobei die Abkühlgradienten etwas geringer ausfallen als im Experiment.

Bei den Nachuntersuchungen zum Experiment QUENCH-07 ergab sich ein kumulierter Endwert der Wasserstofffreisetzung von 182 g. Reduziert man diesen Wert noch auf die in den Nachrechnungen üblicherweise simulierten Komponenten, dann ergibt sich ein experimenteller Wert von 128 g. Diesem Wert steht ein kumulierter Endwert der Simulation von knapp über 115 g gegenüber, der ca. 10 % unter dem bereinigten expe-

rimentellen Wert liegt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in der Nachrechnung für die mit dem HECU-Modell nachgebildeten Strukturen der Abstandhalter und des Shroud unterschätzt werden. Die Wasserstofffreisetzung aus der Oxidation der Brennstabsimulatoren und des Absorberstabführungs- und -hüllrohres sowie aus der B_4C-Oxidation wurde ein experimenteller Wert von insgesamt 97 g ermittelt. Dem steht ein Simulationsergebnis von knapp unter 94 g gegenüber, das allerdings die Oxidation des Edelstahlhüllrohres des Absorberstabes nicht berücksichtigt. Trotz der guten Berechnung der kumulierten Endwerte der Wasserstofffreisetzung ist jedoch die qualitative Beschreibung der Wasserstoffproduktion nicht korrekt. Im Experiment QUENCH-07 wurden nämlich 66 % des Wasserstoffs während des Quenchens freigesetzt, in der Simulation nur knapp 9 %.

In der QUENCH-08 Nachrechnung wird die Wasserstofffreisetzung im Vergleich zu den experimentellen Daten hingegen sowohl quantitativ gut als auch qualitativ besser als in der QUENCH-07 Nachrechnung wiedergegeben. Der kumulierte Endwert der Nachrechnung liegt bei knapp 66 g. Demgegenüber steht ein gemessener Endwert von rund 84 g, der im Vergleich zur Simulation auf 77 g reduziert werden muss, weil wie in der QUENCH-07 Rechnung nicht alle zur Oxidation beitragenden Bauteile berücksichtigt werden. Die Unterschätzung des bereinigten experimentellen Endwerts von 77 g um rund 14 % resultiert wie auch bereits bei der QUENCH-07-Simulation im Wesentlichen aus der zu gering bestimmten Oxidation der mit dem HECU-Modell nachgebildeten Strukturen des Shrouds und der Abstandshalter. Der seitens der Experimentatoren ermittelte Endwert der H_2-Freisetzung aus der Oxidation der Brennstabhüllrohre von 57 g wird von ATHLET-CD exakt berechnet.

Die Untersuchungen zum Einfluss der verschiedenen zur Verfügung stehenden Korrelationen zur Simulation der B_4C-Oxidationskinetik und der B_4C-Edelstahl-Wechselwirkung, die in ATHLET-CD 2.0A/1.1L zur Verfügung stehen, und deren Kombinationen haben gezeigt, dass das beste Simulationsergebnis hinsichtlich der B_4C-Oxidationsprodukte CH_4, CO und CO_2 mit der Reaktionsrate nach VERDI/BOX-Daten für den ersten Oxidationsschritt und der Rate nach BOX/TG Daten für den zweiten Oxidationsschritt, d. h. die B_2O_3-Umsetzung gekoppelt mit der B_4C-Edelstahl-Wechselwirkungs-Korrelation nach Nagase berechnet wird. Die Oxidation von in Schmelze gelöstem Borkarbid wurde durch entsprechende Parameterwahl berücksichtigt. Die molaren Massenanteile des CO und CO_2 wurden als sensitive Parameter des B_4C-Oxidationsmodells anhand der vorliegenden experimentellen Endwerte vorgegeben, der Massenanteil des Methans (CH_4) wurde vom Code berechnet. Ein weiterer sensiti-

ver Parameter ist mit dem Oberflächenfaktor gegeben, der mit einem Eingabewert „>1" die durch die Porosität der B_4C-Pellets vorhandene Vergrößerung der reaktiven Oberfläche berücksichtigt. In der QUENCH-07 Nachrechnung wurde mit diesen Eingabedaten eine sehr gute Simulation der akkumulierten Freisetzung der Reaktionsprodukte erzielt. Dem gemessenen Endwert von 11,3 g CO_2 steht in der Rechnung ein Wert von 11,15 g gegenüber, dem gemessenen Wert von 8,42 g CO ein gerechneter Wert von 8,23 g und dem gemessenen Wert von 0,197 g CH_4 ein gerechneter Wert von 0,201 g.

Abschließend kann festgestellt werden, dass in den Nachrechnungen der Referenzversuche QUENCH-07 und -08 mit ATHELET-CD 2.0A/1.1L im Vergleich zu den Experimenten gute Ergebnisse erzielt wurden.

5 Zusammenfassung und Bewertung

Im Rahmen des BMWi-Vorhabens RS1155 wurden Beiträge zur Validierung des Rechenprogramms **ATHLET** und des ATHLET-Moduls FLUBOX-3D (Teil 1 des Abschlussberichts) sowie des Rechenprogramms **ATHLET-CD** (Teil 2 des Abschlussberichts) geleistet. Das Vorhaben stand in engem Zusammenhang mit den zeitlich leicht versetzten Vorhaben RS1126 und RS1162 zur Weiterentwicklung des Rechenprogrammsystems ATHLET/AHLET-CD sowie RS1141 und RS1161 zur Weiterentwicklung des ATHLET-Moduls FLUBOX 2D/3D.

Zu den Arbeiten, die im Hinblick auf die ATHLET-CD Validierung durchzuführen waren, gehörten die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen einschließlich der Fortschreibung der ATHLET-CD Validierungsmatrix (Kap. 2), die Durchführung der Validierungsrechnungen in der GRS (Kap. 4.1 bis Kap. 4.15) sowie die Betreuung der externen ATHLET-CD Validierung (Kap. 4.16).

Die spezielle Zielsetzung der ATHLET-CD Validierung war, den Validierungsstand von ATHLET-CD im Hinblick auf Störfälle aus dem erweiterten Anwendungsspektrum sowie auf weiterentwickelte und neue Modelle zu erhöhen. Speziell sind sich dies bei der Simulation von Unfallabläufen bei DWR und WWER:

- verbesserte Modelle zur Simulation des Temperaturverhaltens, der Oxidation und Wasserstofferzeugung sowie der Bildung von metallischer und keramischer Brennstabschmelze,
- verbesserte Modelle zur Schmelzeverlagerung bis in den unteren Kernbereich mit Erstarren der Schmelze und Bildung von Strömungsblockaden,
- verbesserte Modelle zur Simulation der Freisetzung, des Transports und der Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen,
- neue Modelle zur B_4C-Oxidation und B_4C-SS Wechselwirkung (Absorberstab) sowie zur Zr-Oxidation bei Lufteinbruch,
- Simulation der Strömungsvorgänge mit 6-Gleichungsmodell (bisher nur 5-Gleichungsmodell).

Weil sich der Entwicklungsstand der Modelle für die Simulation von SWR-Komponenten im Bündel (z. B. Brennelementkästen) während der Laufzeit des aktuellen Vorhabens RS1155 gegenüber dem Entwicklungsstand im Vorgängervorhaben RS1100 kaum verbessert hat, wurde die Validierung der entsprechenden Modelle an-

hand von typischen SWR-Versuchen (z. B. CORA-31) zurückgestellt und die Validierung von DWR-spezifischen Modellen anhand geeigneter Versuche (z. B. NRU FLHT-2 und -5; Brennstablänge wie im Reaktor (3,6 m)) vorgezogen.

Zur Durchführung der Validierungsrechnungen wurden die zum jeweiligen Zeitpunkt verfügbaren aktuellen Programmversionen eingesetzt, zu Beginn der Arbeiten die Programmversion ATHLET-CD mod 1.1J und für die letzten Rechnungen die Version ATHLET-CD mod 2.1A.

Die Auswahl der im Vorhaben RS1155 von der GRS nachzurechnenden Experimente erfolgte im Wesentlichen auf der Basis der für ATHLET-CD erstellten Validierungsmatrix in Tabelle 2.7-1. Es wurden aber auch andere Versuche herangezogen, die in der Validierungsmatrix noch nicht enthalten sind (NRU FLHT-2, PARAMETER-SF1, QUENCH-11, Halden-IFA650.2/.3). Von den für die aktuelle Validierung in der GRS ausgewählten Versuchen waren PBF SFD 1-4, PHEBUS SFD B9+, AIC und NRU FLHT-2 schon einmal mit älteren Programmversionen nachgerechnet worden. Die Versuche QUENCH-07, -08, -09, -10, -11, PHEBUS SFD C3+, FPT2, FPT3, NRU FLHT-5 und Halden-IFA650.2/.3 wurden erstmals zur Validierung von ATHLET-CD herangezogen. Der Versuch PARAMETER-SF1 wurde vorausgerechnet.

Die ATHLET-CD Rechnung zum Einzelstab-Experiment Halden-IFA650.3 ist der GRS-Beitrag für das “OECD LOCA Benchmark“, die Rechnung zum Bündelversuch PARAMETER-SF1 der Beitrag für das entsprechende doppelt-blinde SARNET-Benchmark und die Rechnung zum Bündelversuch QUENCH-11 der Beitrag für das entsprechende halb-blinde SARNET-Benchmark.

Wichtige Ergebnisse

Bei zwei Experimenten der **QUENCH** Serie wurde als Absorbermaterial Borkarbid (B_4C) eingesetzt. Die Besonderheit der Nachrechnung der Versuche QUENCH-07 und QUENCH-09 lag darin, dass erstmals ein spezielles Modell zur Simulierung der B_4C Oxidation eingesetzt werden konnte. In diesem Modell setzt sich die Absorberschmelze aus aufgelöstem Borkarbid (B_4C), aus geschmolzenem Absorber-Hüllrohr (Edelstahl) und dem Absorber-Führungsrohres (Zry) zusammen. Es wird die Oxidation des Führungsrohrs und des Borkarbids in der Schmelze berücksichtigt. Der metallische Anteil der Schmelze (Absorber-Hüllrohr und –Führungsrohr) wird umgelagert, während bei diesen Rechnungen eine Verlagerung des Absorbermaterials (B_4C) nicht simuliert wurde. Der Grund hierfür lag darin, da sonst mit dem derzeitigen Modell eine zu geringe

Oxidation des B_4C-Materials erfolgen würde, was zu zu niedrigen H_2-Entstehungsraten führen würde.

Bei der Nachrechnung von QUENCH-10 wurde erstmals das neu in ATHLET-CD implementierte Oxidationsmodell für Luft eingesetzt. Während das für Dampf- und Luftumgebung gemeinsam angewendete Modell bei der Überprüfung zufrieden stellende Ergebnisse lieferte und im Hinblick auf die Temperatureskalation und die Wasserstoffbildung zu guter Übereinstimmung mit den Versuchsdaten führte, konnte der durch die Messung belegte Sauerstoffverbrauch nicht gut nachgerechnet werden. Der Stickstoffverbrauch durch die Nitridbildung wird noch nicht simuliert.

Die Besonderheit des Experiments QUENCH-11 lag darin, dass zum ersten Mal in der Versuchsanlage des FZK das Ausdampfen der drucklosen, mit Wasser gefüllten Teststrecke mit der anschließenden Flutung des überhitzten Kerns untersucht wurde. Dieser im Rahmen des halb-blinden SARNET-Benchmarks durchgeführte Versuch konnte mit ATHLET-CD mit hinreichender Übereinstimmung mit den bisher vorliegenden Messergebnissen gerechnet werden. Es zeigten sich aber auch einige Probleme bei der Modellierung der Ausdampfphase mit der anschließenden Aufheizphase. Die Ursachen hierfür müssen nach Bekanntwerden weiterer experimenteller Ergebnisse genauer untersucht werden.

Zu dem als Benchmark spezifizierten Experiment **PARAMETER**-SF1 wurden doppeltblinde Vorausrechnungen durchgeführt. Die Besonderheit dieses Experiments war, dass erstmals Quenchwasser von oben in den überhizten Kernbereich eingespeist wurde. Derzeit liegen noch keine experimentellen Daten vor, sodass sich bisher keine Vergleichsmöglichkeiten ergaben.

Mit den Arbeiten zu den **NRU** FLHT Experimenten konnte gezeigt werden, dass auch diese Versuche mit Brennstäben mit den in realen Anlagen verwendeten Abmessungen von ATHLET-CD gut nachvollzogen werden können. Insbesondere konnte die Ausbreitung der Oxidationsfront – zunächst nach unten und später in obere Bereiche, entsprechend den Versuchsergebnissen – nachvollzogen werden. Ferner konnten die unterschiedlichen Möglichkeiten der Modellierung eines speziellen Einzelstabs und der Einfluss verschiedener Oxidationsmodelle aufgezeigt werden.

Die Spaltproduktfreisetzung und der -transport wurden in den **PBF** SFD Experimenten untersucht. Bei der Nachrechnung des Versuchs PBF SFD 1-4 wurde lag das Hauptmerkmal auf der Anwendung des neuen Modells, bei dem die Freisetzung von Absor-

bermaterialien als Funktion des Partialdrucks der Absorberdämpfe zur Berechnung an Stelle der früher verwendeten CORSOR Raten berücksichtigt wird. Die Simulation der Freisetzung von Spaltprodukten konnte auf Grund der wenigen Messwerte nur qualitativ überprüft werden. Die mit einer gewissen Unsicherheit behafteten Messwerte und die Rechenergebnisse liegen aber nicht weit auseinander.

Gegenüber der im Vorhaben RS1100 erfolgten Nachrechnung /STE 03b/ konnte gezeigt werden, dass das erweiterte Modell zu realistischeren Freisetzungsraten von Absorbermaterialen unter hohem Systemdruck führt.

Die Rechnungen zu den Experimenten der **PHEBUS** FPT Serie dienten u. a. ebenfalls der Überprüfung der Modelle zur Freisetzung, zum Transport und zur Ablagerung von Spaltprodukten.

Auf den Transport und insbesondere die Ablagerung von Spaltprodukten hat die Strukturtemperatur einen großen Einfluss. Die Temperaturmessungen konnten für den Versuch PHEBUS FPT2 noch nicht endgültig ausgewertet werden. Eine Auswertung der Spaltproduktablagerungen wurde bisher noch nicht durchgeführt. Daher konnten die Rechnungen zum Spaltproduktverhalten mit der neuen SOPHAEROS Version nicht mit Messwerten verglichen werden. Die analytischen Ergebnisse zeigen jedoch, dass das Transport- und Ablagerungsverhalten plausibel wiedergegeben wird.

Die Ergebnisse der Nachrechnung des Experiments PHEBUS FPT3 konnten bisher nur mit wenigen experimentellen Temperaturdaten verglichen werden, da andere wichtige Daten, insbesondere zur B_4C Oxidation, bisher noch nicht zur Verfügung stehen. Das thermische Verhalten des Bündels wurde sehr gut nachvollzogen.

Beim Experiment PHEBUS FPT4 wurde die späte Phase der Kernzerstörung, bei der das Kernmaterial bereits in Form eines Partikelbetts angeordnet ist, untersucht. Eine solche Konfiguration kann in Zukunft mit einem neuen Modell MESOCO simuliert werden. Weil die Kopplung dieses Modells an das Thermo- und Fluiddynamik-Modell noch nicht abgeschlossen ist, wurde das Partikelbett ersatzweise mit mehreren radial verbundenen Strömungskanälen simuliert, wobei die vorgegebenen UO_2- und ZrO_2- Massenverteilungen berücksichtigt wurden. Auch mit dieser sehr einfachen Simulation der Verhältnisse konnten bezüglich der Temperaturen im Partikelbett bereits befriedigende Übereinstimmungen zum Experiment erzielt werden.

Der “in-pile“-Versuch **LOFT** LP-FP-2 eignet sich insbesondere wegen der gut dokumentierten Freisetzungen von Spaltprodukten für die Validierung von ATHLET-CD. Die

thermodynamischen Parameter wie z. B. Druck, Temperatur, H_2-Erzeugung werden von der Rechnung sehr gut wiedergegeben. Die Freisetzung von Spaltprodukten weisen dagegen große Unterschiede zu den gemessenen Daten auf. Ein wesentlicher Grund hierfür ist, dass die im Modell verwendeten Freisetzungsraten auf hoch abgebrannten Brennstoff bezogen sind, beim Experiment aber schwach abgebrannter Brennstoff verwendet wurde.

Anhand der Einzelstabversuche bei den **Halden** Experimenten wurde gezeigt, dass mit dem verbesserten Brennstabmodell auch Tests mit Brennstäben mit hohem und mittlerem Abbrand mit ATHLET-CD erfolgreich nachgerechnet werden können. Es hat sich aber auch gezeigt, dass dieses Modell noch erweitert werden muss, um Stäbe mit geänderter Brennstoffzusammensetzung oder mit sehr großen Hüllrohrdehnungen und deren Einfluss auf die Thermohydraulik besser simulieren zu können.

Mit der Nachrechnung des **TMI**-2-Unfalls konnte gezeigt werden, dass mit ATHLET-CD auch ein Unfallablauf in einer realen Anlage simuliert werden kann. Die Thermohydraulik und das Kernverhalten konnten wie bei der Nachrechnung von Experimenten gut nachvollzogen werden. Die Freisetzung von Spaltprodukten wurde ebenfalls plausibel wiedergegeben. Es ist allerdings derzeit nicht möglich, die späte Phase des Unfalls (z. B. Schmelzepoolbildung, Umlagerung von Material auf den RDB-Boden) zu simulieren.

Erreichter Stand

Die Anlagen-Thermohydraulik wird durch die Thermo-Fluiddynamik von ATHLET beschrieben. Die Nachrechnungen haben gezeigt, dass mit den Modellen die thermohydraulischen Aspekte einschließlich des Einflusses von nicht-kondensierenden Gasen gut simuliert werden können.

Die Kernaufheizung konnte mit ATHLET-CD generell erfolgreich nachvollzogen werden. Bei Bündelversuchen ist die Aufheizung in hohem Maße vom Fluidmassenstrom durch das Bündel und von den Wärmeverlusten an die Bündelumfassung abhängig. Bei einigen Versuchsnachrechnungen traten speziell in den unteren und oberen Randbezirken der Bündel Abweichungen gegenüber den experimentellen Daten auf. Diese Abweichungen sind zum Teil darauf zurückzuführen, dass die aus dem Experiment übernommenen Anfangs- und Randbedingen mit Unsicherheiten behaftet sind. Wie sich bei den Analysen herausgestellt hat, lieferte z. B. bei den QUENCH-Versuchen das zur Messung der Kerneintrittstemperatur vorgesehene Thermoelement aufgrund seiner

ungünstigen Lage keine für den Kerneintrittsmassenstrom repräsentative Temperatur, und bei den PHEBUS SFD Versuchen sind die bereitgestellten Materialdaten des Shrouds, die die Energieverluste über die verschiedenen Wärmedämmungen bzw. Isolierungen bestimmen, für eine erfolgreiche Nachrechnung zu ungenau.

Im Gegensatz zur QUENCH-Teststrecke mit einer zylindrischen Bündelumfassung weist z. B. die PHEBUS SFD-Teststrecke einen oktogonalen Querschnitt auf. Dieser kann von der idealisierten Modellierung im ATHLET-CD Eingabedatensatz, bei der ein kreisförmiger Querschnitt angenommen wird, nur näherungsweise erfasst werden. Ferner lässt sich der spezielle, zum Teil mehrschichtige Aufbau der Shroud-Isolierung nicht exakt nachbilden, und die Durchführungen / Kanäle für Leitungen zu Thermoelementen können nicht gesondert modelliert werden. Bei der PHEBUS SFD C3+ Nachrechnung wurden die Ergebnisse dadurch verbessert, dass für den mit Helium gefüllten Spalt zwischen Dampf-Führungsrohr und poröser Isolierung ein temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient verwendet wurde. Bei den Versuchen B9+ und AIC war aufgrund von Verformungen und Abschmelzen des Dampf-Führungsrohr praktisch kein Spalt vorhanden und eine Modellierung deshalb nicht notwendig.

Bei einigen Experimenten war auch die Bündelumfassung (Dampfleitblech, Shroud) während der Versuchsdurchführung aufgeschmolzen. Dieser Effekt kann von ATHLET-CD nicht simuliert werden. Die in den Versuchsständen vorhandenen Shroud-Konstruktionen sind nicht reaktortypisch, so dass die Entwicklung eines entsprechenden Modells keine vordringliche Aufgabe ist.

Unter Berücksichtigung der oben angesprochenen Unsicherheiten kann die Kern- oder Bündelaufheizung bis zum Entstehen keramischer Schmelzen (< 2500 °C) gut simuliert werden. Dies gilt sowohl für Versuche mit DWR- als auch mit WWER-Komponenten (Steuerstab, Hüllrohr und Absorberstab mit Führungsrohr).

Die Oxidation von Hüllrohren und Steuerstabführungsrohren während der transienten Aufheiz- bzw. Oxidationsphasen kann im Allgemeinen bezüglich der erzeugten Wasserstoffmenge gut nachgerechnet werden. Dies gilt nur eingeschränkt für die verstärkte Wasserstoffentstehung beim Quenchen hoch aufgeheizter Brennstäbe und Strukturen. Die derzeit vorliegenden Kenntnisse über relevante Prozesse, wie z. B. mögliche Rissbildungen in einer Oxidschicht, das Entstehen freier metallischer Oberflächen bei voroxidierten Bündeln durch Thermospannungen oder die Freisetzung von Wasserstoff, der während der Oxidationsphase im metallischen Zirkonium-Kristallgitter gelöst war, reichen für weitere Modellverbesserungen noch nicht aus, eine Weiterentwicklung ist

daher notwendig.

Beim Vergleich der im Experiment bei der Zr-Oxidation erzeugten H_2-Masse mit der errechneten Masse muss auch berücksichtigt werden, dass beim Experiment u. U. mehr Komponenten oxidieren als mit ATHLET-CD simuliert werden können. Bei den QUENCH Versuchen sind dies Strukturen, für die kein Wärmestrahlungsaustausch (notwendig für Oxidation) modelliert werden kann, wie z. B. die Befestigungen bzw. die schützenden Umhüllungen der Thermoelemente, die Mo-Elektroden, die zu den Wolfram-Heizdrähten führen, sowie die Eckstäbe aus Zr. Die beim Experiment mögliche Oxidation dieser Komponenten führt natürlich im Vergleich zur Rechnung zu höheren H_2-Massen. Ein auf die tatsächlich simulierten Kernstrukturen bezogener Vergleich ist deshalb sinnvoll.

Die Simulation der Schmelzebildung berücksichtigt derzeit eine Reihe verschiedener Vorgänge. Das sind für den Brennstab die Brennstoffauflösung durch flüssiges Zirkonium sowie die Bildung keramischer Schmelze von Brennstoff und oxidiertem Brennstabhüllrohr. Auch wird das Schmelzen oder die Auflösung von verschiedenen Absorbermaterialien (AIC, B_4C) einschließlich der sie umschließenden Hüllrohre mit Hilfe entsprechender Temperaturkriterien berechnet. Das Erstarren der Schmelze während der Umlagerung und ggf. ein Wiederaufschmelzen werden ebenfalls simuliert. Diese Prozesse werden im Rahmen der allgemeinen Unsicherheiten ausreichend gut nachgebildet.

Die Verlagerung von Schmelzen im Kernbereich wird durch ein verallgemeinertes Modell (candling model) beschrieben. Es umfasst die Verlagerung des aufgelösten Brennstoffes und der Absorbermaterialien entlang der nicht zerstörten, eingangs definierten Stabgeometrie. Die Verlagerung kann bis zum unteren Kern- oder Bündelende erfolgen. Eine radiale Ausbreitung in benachbarte Kernzonen wird generell nicht simuliert. Auch kann der Einfluss von Abstandhaltern auf den Umlagerungsprozess nicht berücksichtigt werden. Somit wird die Materialverlagerung überschätzt, d. h. die wiedererstarrte Schmelze lagert sich bei den Rechnungen im Gegensatz zum Experiment erst in tieferen Bereichen der Brennstabbündel wieder an, wodurch eine teilweise oder vollständige Strömungsblockade simuliert werden kann. Die Gesamtmasse der umgelagerten Materialien wird zum Teil unterschätzt, da in dem vorhandenen Modell das Schmelzen der Abstandhalter nicht möglich ist.

Insgesamt zeigen die aktuellen Validierungsrechnungen, dass durch die Verbesserung und Erweiterung der Modelle im Rechenprogramm ATHLET-CD die Prozesse im Kern

und im Kühlkreislauf, die bei Kernreaktorunfällen die Kernzerstörung und das Verhalten der Spaltprodukte bestimmen, im Vergleich zu früheren Rechnungen jetzt wesentlich besser und vollständiger simuliert werden können.

6 Literatur

/ADR 92/ Adroguer, B. et al.
OECD/NEA/CSNI International Standard Problem No. 28
PHEBUS-SFD B9+ Experiment on the Degradation of a PWR Type Core
Comparison Report Volume 1 & 2, December 1992

/ATH 04/ Trambauer, K. et al.
ATHLET-CD mod 2.0 – Cycle A – User's Manual
GRS-P-4, Vol. 1, July 2004

/AUS 02/ Austregesilo, H.
Post-test Calculations of PHEBUS Tests FPT1 and FPT2 with ATHLET-CD
Technische Notiz, TN-AUH-02/02, November 2002

/AUS 04a/ Austregesilo, H.
Modellierung der Freisetzung von Absorbermaterialien in ATHLET-CD
Technische Notiz, TN-AUH-03/04, Februar 2004

/AUS 04b/ Austregesilo, H.
Nachrechnung des PBF Versuchs SFD 1-4 mit ATHLET-CD mod 1.1
Cycle L
Technische Notiz, TN-AUH-05/04, Oktober 2004

/AUS 04c/ Austregesilo, H.
Nachrechnung des Bündel-Quench-Versuchs QUENCH-08 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD (Mod 1.1L)
Technische Notiz, TN-MIS-02/04, Dezember 2004

/AUS 05/ Austregesilo, H. et al.
Post-Test Calculation and Uncertainty Analysis of the Experiment
QUENCH-07 with the System Code ATHLET-CD
NURETH-11, Avignon, October 2-6, 2005

/BAA 90/ Ball, A., K. Trambauer
Nachrechnung zum AIC Test der PHEBUS-SFD Versuche mit ATHLET-SA
GRS-A-1675, Mai 1990

/BAL 02/ Bals, C. et al.
Post Test Calculation of QUENCH-07 with ATHLET-CD
Verification of the B4C Oxidation Model
8th International QUENCH Workshop
Germany, Karlsruhe, October 29-31, 2002

/BAL 03/ Bals, C. et al.
Post Test Calculation of QUENCH-09 with ATHLET-CD
9th International QUENCH Workshop
Germany, Karlsruhe, October 13-15, 2003

/BAL 05/ Bals, C. et al.
Zr / Air Oxidation Model in ATHLET-CD and First Verification against QUENCH-10
11th International Quench Workshop, Forschungszentrum Karlsruhe, October, 25-27, 2005

/BAL 06/ Bals, C. et al.
Nachrechnung des Bündel-Quench-Versuchs QUENCH-10
mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz, TN-MIS-06-01, Februar 2006

/BES 93/ Bestele, J., K. Trambauer
Nachrechnung des Versuchs NRU-FLHT-2 mit dem Programm ATHLET.CD
GRS-A-2038, Mai 1993

/BLA 91/ Blanc, J. Y. et al.
Examens post-irradiatoires de la grappe combustible PHEBUS AIC
Rapport DMT n°91/336, SETIC/MT/NJ/91-697, CEA

/BRU 94/ Bruder, M. et al.
Stand der Modellentwicklung in KESS-III: Teilbericht I: Frühe Phase des Kernschmelzens
Universität Stuttgart, IKE 2-107, 1994

/BUR 03/ Burwell, M. J., W. Pointner
Boron Dilution in a German PWR During a Small Leak (35 cm2) in the Hot Leg with ECC-Injection
First workshop on analytical activities related to SETH-OECD project
Barcelona, Spain, 2 - 3 September 2003

/CLE 03a/ Clément, B. et al.
LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretations of the first PHEBUS FP experiment FPT0
NED 226 (2003) 5-82.

/CLE 03b/ Clément, B., T. Haste
Comparison Report on International Standard Problem ISP-46 (PHEBUS FPT1)
Note Technique Semar 03/021, IRSN, Cadarache, France, July 2003

/CHR 03/ Chrétien, A. M.
Data Book PHEBUS FTP3
Document PHEBUS FB IP/02/517
March 2003

/CHR 04/ Chrétien, A. M.
Data Book PHEBUS FTP2
TG 359/C, PHEBUS FB Document IP/2004/0555,
Technical Note CPEX NT/2004/0084, March 2004

/DRA 04a/ Drath T., Kleinhietpaß I.D., Unger H., Wagner H.-J., Koch M.K.
Simulation des ”In-Pile”-Experiments LOFT LP-FP-2 mit dem Programmsystem ATHLET-CD
LEE-22, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, Februar 2004

/DRA 04b/ Drath T., Dapper M., Kleinhietpaß I.D., Unger H., Koch M.K.
Simulation des TMI-2-Unfalls mit dem Programmsystem ATHLET-CD (Teil 1)
LEE-24, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, Dezember 2004

/DRA 04c/ Drath T., Kleinhietpaß I.D., Unger H., Koch M.K.
Simulation des TMI-2-Unfalls mit dem Programmsystem ATHLET-CD (Teil 2)
LEE-26, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, Juni 2005

/DRA 06/ Draht T., Hollands T., Kleinhietpaß I.D., Wagner H.-J., Koch M.K.
Simulation der Bündelversuche QUENCH-07 und -08 mit ATHLET-CD 2.0A/1.1L
LEE-40, RUHR-UNIVERSITÄT.BOCHUM, Juli 2006

/ERD 03a/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Bündel-Quench-Versuchs QUENCH-07 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz, ERD-TN 1/03-RS 1155, August 2003

/ERD 03b/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Bündel–Quench–Versuchs QUENCH-09 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz, ERD - TN 2/03 – RS 1155, November 2003

/ERD 04a/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS SFD C3+ mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 2.0A/1.1K
Technische Notiz, ERD-TN 01/04-RS 1155, Mai 2004

/ERD 04b/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS SFD B9+ mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 2.0A/1.1K
Technische Notiz, ERD-TN 02/04-RS 1155, August 2004

/ERD 04c/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS SFD AIC mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 2.0A/2.0A
Technische Notiz, ERD-TN 03/04-RS 1155, Oktober 2004

/ERD 04d/ Erdmann, W., C. Bals
Post-Test Calculation of QUENCH-07 and QUENCH-08 with ATHLET-CD
10. International QUENCH Workshop
Forschungszentrum Karlsruhe, October 26 – 28, 2004

/ERD 05a/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments NRU FLHT-5 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 2.0A
Technische Notiz, ERD-TN 01/05-RS1155, März 2005

/ERD 05b/ Erdmann, W.
Vergleich unterschiedlicher Modellierung des Einzelstabs aus NRU FLHT-5 bei der Nachrechnung mit ATHLET-CD
Technische Notiz, ERD-TN 02/05-RS1155, Mai 2005

/ERD 05c/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments NRU FLHT-2 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD mod 2.0A
Technische Notiz, ERD-TN 03/05-RS1155, Juni 2005

/ERD 05d/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS FPT2 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz, ERD-TN 04/05-RS1155, November 2005

/ERD 06a/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS FPT3 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz, ERD-TN 02/06-RS1155, Juni 2006

/ERD 06b/ Erdmann, W. et al
PARAMETER-SF1
Short information on the results of calculations with ATHLET-CD
Draft Version, Technical Note, ERD-TN-01/06-RS1155, April 2006

/ERD 06c/ Erdmann, W.
PARAMETER-SF1
Short information on the results of calculations with ATHLET-CD
Technical Note, ERD-TN-01/06-RS1155, revised version, May 2006

/ERD 06d/ Erdmann, W.
Calculation of the SARNET Benchmark experiment QUENCH-11
with ATHLET-CD
Abstract & Presentation at the 12th International Quench Workshop
Forschungszentrum Karlsruhe, October 24 – 26, 2006

/ERD 06e/ Erdmann, W.
SARNET Benchmark experiment QUENCH-11
Short information on the results of calculations with ATHLET-CD
Technical Note, October 2006

/ERD 06f/ Erdmann, W.
Calculation of the SARNET Benchmark experiment QUENCH-11
with ATHLET-CD
Technical Note, ERD-TN-03/06-RS1155, October 2006

/FIR 95/ Firnhaber, M. et al.
Specification of the International Standard Problem ISP36
CORA-W2 Experiment on Severe Fuel Damage
GRS-A-2230, June 1995

/GAR 00/ Garzarolli, F. et al.
A Decade Irradiation Experience with Duplex Cladding
International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance,
Park City, Utah, U.S.A., April 10-13, 2000

/GRA 06a/ U. Graf
Analyse des UPTF TRAM Experiments C3 mit dem CFD Code FLUBOX-3D (Wiederholungsrechnung)
GRS-A-3314, März 2006

/GRA 06b/ U. Graf
Nachrechnung des UPTF TRAM C1 Versuchs mit dem CFD Code FLUBOX-3D zum thermischen Mischen im Kaltstrang eines Reaktordruckbehälters
GRS-A-3315, Juni 2006

/GRS 03/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH:
ATHLET Mod. 2.0 Cycle A
Vol. 1: User's Manual; Vol. 2: Programmer's Manual
Vol. 3: Validation; Vol. 4: Models and Methods
GRS-P-1; October 2003

/HAG 96/ Hagen, S. et al.
Comparison of the Quench Experiments CORA-12, CORA-13, CORA-17;
Forschungszentrum Karlsruhe (FZK),
Wissenschaftlicher Bericht FZKA 5679, August 1996

/HER 01/ Hering, W. et al.
Specification of the International Standard Problem ISP-45 (QUENCH-06)
Forschungszentrum Karlsruhe, Programm Nukleare Sicherheitsforschung
Internal Report 3355, OECD/NEA/CSNI/R(2001)1

/HOF 98/ Hofmann, P. et al.
Results of the QUENCH Commissioning Tests
Forschungszentrum Karlsruhe, Technik und Umwelt,
Wissenschaftliche Berichte FZKA 6099, August 1998

/HOL 05/ Hollands T., Draht T., Kleinhietpaß I.D., Wagner H.-J., Koch M.K.
Simulation des Bündelversuchs QUENCH-03 mit dem Programmsystem
ATHLET-CD 2.0A/1.1K
LEE-32, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, Dezember 2005

/IFE 05/ http://www.ife.no/hrp

/JAC 00/ Jacquemain, D. et al.
FTP1 Final Report (Final version)
IPSN/DRS/SEA/PEPF report SEA1/00, IP/00/479
IPSN (France), December 2000

/KLE 04a/ Kleinhietpaß I.D., Drath T., Koch M.K.
Ergebnisse der Nachrechnung und Parameterstudien zum Experiment
PHEBUS FPT-2 mit ATHLET-CD
LEE-23, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, August 2004

/KLE 04b/ Kleinhietpaß I.D., Drath T., Unger H., Koch M.K.
The Debris Bed Experiment PHEBUS FPT-4 and its Simulation with ATHLET-CD
LEE-25, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, December 2004

/LAN 88/ Lanning, D. D. et al.
Full-Length High-Temperature Experiment 5, Data Report
Pacific Northwest Laboratory, PNL-6540, April 1988

/LES 03/ Lestinen V. et al.
LOCA testing at Halden, Trial runs in IFA-650
OECD Halden Reactor Project, Nuclear Safety Research Conference
Washington, October 20th - 22nd, 2003

/LOM 88/ Lombardo, N.J., D. D. Lanning
Full-Length High-Temperature Experiment 2, Data Report
Pacific Northwest Laboratory, PNL-6551, April 1988

/LOR 95/ Lorenz, R. A., M. F. Osborne
A Summary of ORNL Fission Product Release Tests with Recommended Release Rates and Diffusion Coefficients
Oak Ridge National Laboratory, NUREG/CR 6261, ORNL/TM-12801
July 1995

/MAG 05/ Magallon et al.
European Expert Network for the Reduction of Uncertainties in Severe Accident Safety Issues (EURSAFE)
Nuclear Engineering and Design, vol. 235, 2005, pp. 309-346.

/MAR 91/ Martinez, J. A.
Analysis of the C3+ test, Final Report
Note Technique SEMAR 91/09, Note PHEBUS CSD 91/121, March 1991

/MIC 05/ Micaelli, J-C. et al.
Overview of SARNET Development and Progress
ERMSAR-2005, Aix-en-Provence, France, 14-16. November 2005

/NEA 05/ http://www.nea.fr/html/jointproj/halden.html

/PET 89a/ Petti, D. A. et al.
Power Burst Facility (PBF) Severe Fuel Damage Test 1-4
Test Results Report NUREG/CR-5163, EGG-2541,
U. S Nuclear Regulatory Commission, April 1989

/PET 89b/ Petti, D. A,
Silver-Indium-Cadmium Control Rod Behaviour in Severe Reactor Accidents
Nuclear Technology, 84 (1989), 128-151

/POW 94/ Powers, D. A. et al.
A review of the technical issues of air ingression during severe reactor accidents
NUREG/CR-6218, Sept. 1994

/REP 91/ Repetto, G., P. Correggio
Rapport definitive de depouillement de l'essai AIC
IPSN, Note PHEBUS CSD n° 125/91

/RIN 04/ Ringer, F. J.
Analyse des UPTF-TRAM Experiments C3 mit dem CFD Code FLUBOX3D
GRS-A-3200, April 2004

/RIT 02/ Ritter, G. et al.
FTP2 Preliminary Report, vol.1/2
Phébus FP Document
IP/02/514, IRSN (France), September 2002

/ROM 91/ Romanetti, P. et al.
Rapport de depouillement de l'essai C3+
Note PHEBUS CSD n° 126/91, 09/08/91

/ROS 79/ Rosinger, H.E. et al.
Steady-state creep of Zircaloy-4 fuel cladding from 940 to 1873 K
Journal of Nuclear Materials 82 (1979) pp 286-297

/SEP 03/ Sepold, L. et al.
Synthesis Report on the QUENCH-07 and QUENCH-09 Experiments
Forschungszentrum Karlsruhe, Interner Bericht, 32.21.08, PSF 3386, SAM-COLOSS-P056, Februar 2003

/SEP 04/ Sepold, L. et al.
QUENCH-10, Quick Look Report
Forschungszentrum Karlsruhe, Interner Bericht, 32.21.01, PSF 3396, SAM-LACOMERA-D03, Oktober 2004

/SON 02/ Sonnenburg, H.G. et al.
Methodenentwicklung zur Analyse des Brennstabverhaltens bei erhöhtem Abbrand
Abschlussbericht, GRS-A-3079, 2002

/STA 06/ Stefanova, A. et al.
SARNET Benchmark on QUENCH-11; Specification Report
Internal Report, NUKLEAR 3409, SARNET CORIUM-008,
FZK, July 2006

/STE 00/ Steinrötter, T, Unger H.
Nachrechnung des ”In-Pile”-Experiments LOFT LP-FP-2 mit dem Programmsystem ATHLET-CD 1.2B/1.0A
RUB E-258, RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM, Mai 2000

/STE 03a/ Steinhoff, F.
Post-Test Calculation for Test PKL III E2.2 with the System Code ATHLET (Preliminary Results)
First workshop on analytical activities related to SETH-OECD project
Barcelona, Spain, 2 - 3 September 2003

/STE 03b/ Steinhoff, F., W. Erdmann
Validierung des Rechenprogrammssystems ATHLET/ATHLET-CD
Abschlussbericht Teil 2: ATHLET-CD
GRS-A-3156, Oktober 2003

/STE 04/ Steinhoff, F.
Nachrechnung des Versuchs PKL III E2.2 mit ATHLET
(Wiederholungsrechnung)
GRS-A-3222, August 2004

/STE 05a/ Steinhoff, F., et al.
Validierung des weiterentwickelten Rechenprogrammssystems
ATHLET/ATHLET-CD
Zwischenbericht
GRS-A-3277, Mai 2005

STE 05b/ Steinhoff, F.
Nachrechnung des Versuchs PKL III E3.1 mit ATHLET
GRS-A-3298, Dezember 2005

/STE 05c/ Steinhoff, F.
Post Test Calculation of the Experiment PKL III E3.1 with ATHLET
(OECD/PKL-Benchmark)
PKL Analytical Workshop
Pisa, October 11 - 12, 2005

/STE 06a/ F. Steinhoff
Nachrechnung des Versuchs PKL III E2.3 mit ATHLET
GRS-A-3327, Juni 2006

/STE 06b/ F. Steinhoff
Post Test Calculation of the Experiments E2.2, E2.3 and E3.1 with ATHLET
2nd PKL Analytical Workshop
Budapest (Hungary), November 8, 2006

/STG 05/ Stegmair, U. et al
Overview of the QUENCH Program, Presentation of experimental facilities
(SET), SARNET Meeting Cadarache, IRSN, January 26, 2005

/STM 04/ Steinbrück, M.
Analysis of Hydrogen Production in QUENCH Bundle Tests
Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6968,
Mai 2004

/STT 99/ Steinrötter, T. et al.
Nachrechnung des “In-Pile“ Experiments PHEBUS SFD B9+ mit dem Programmsystem ATHLET-CD 1.1D/0.2E
3. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1037
RUB E-230, März 1999

/STU 03a/ Stuckert, J. et al.
QUENCH-08, Quick Look Report
Forschungszentrum Karlsruhe, Interner Bericht, 32.21.08,
PSF 3394, Dez. 2003

/STU 03b/ Stuckert, J. et al.
Main Results of the Bundle Test QUENCH-08
9th International QUENCH Workshop, Karlsruhe, Oct. 13-15, 2003

/STU 05/ Stuckert, J. et al.
Main Results of the Bundle Test QUENCH-10 On Air Ingress
IRSN / FZK and SARNET Meeting, Cadarache, France, Jan. 25, 2005

/STU 06/ Stuckert, J. et al.
First results of the QUENCH-11 experiment
SARNET 2nd Annual progress meeting
PSI Villingen, January 30-31, 2006

/TES 98/ Teschendorff, V., K. Trambauer
Simulation of severe accidents with detailed thermal hydraulic models,
Kerntechnik 63, pp18-24

/TRA 92/ Trambauer K. et al.
Entwicklungsstand des Rechenprogramms ATHLET-SA zur Analyse schwerer Störfälle
Abschlussbericht, GRS-A-1937, 1992

/TRA 96/ Trambauer, K.
Interface requirements to couple thermal-hydraulic codes to severe accident codes: ATHLET-CD
Proceedings of OECD/CSNI workshop on transient thermal-hydraulic and neutronic codes requirements, Annapolis, USA, Nov. 5-8
NEA/CSNI/R(97)4, pp 368

/TRA 98/ Trambauer K.
Coupling methods of thermal–hydraulic models with core degradation models in ATHLET-CD
Proceeding of the 6th International Conference on Nuclear Engineering
ICONE-6368, San Diego CA, USA, May 10–15, 1998

/TRA 00/ Trambauer, K. et al.
In-Vessel Core Degradation Code Validation Matrix (Update 1996-1999);
OCDE/GD(2000)21, Paris, 2000

/TRA 03/ Trambauer K., H. Austregesilo
Analysis of Quenching during the TMI-2 Accident with ATHLET-CD
Proceedings of NURETH-10,Seoul, 2003

/TRA 04/ Trambauer, K. et al.
Weiterentwicklung des Rechenprogrammsystems ATHLET / ATHLET-CD
Abschlussbericht, GRS-A-3215, Juli 2004

/TRA 05a/ Trambauer K.
Halden test IFA-650.3: Prediction with ATHLET-CD
Technical Note, TN-TRB-05-1, June 2005

/TRA 05b/ Trambauer K.
Halden test IFA-650.3: Prediction with ATHLET-CD
Technical Note, TN-TRB-05-3, Nov. 2005

/TRA 05c/ Trambauer, K. et al.
ATHLET-CD/SOPHAEROS analysis of Phébus FPT2,
Thermal behaviour and deposition in the circuit
18th CAC Interpretation Circle, October 18th, 2005, Aix-en Provence

/TRA 05d/ Trambauer, K.
Nachrechnung der Halden-Experimente IFA650 Test 2 und 3 mit
ATHLET-CD zur Validierung des Brennstabmodells
TN-TRB-05-4, November 2005

/TRB 05e/ Trambauer, K.
Research Needs in the Domain of Severe Accidents
ERMSAR-2005, Aix-en-Provence, France, 14-16. November 2005

/VDI 91/ VD-Wärmeatlas
Berechnungsblätter für den Wärmeübergang
Sechste Auflage, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 1991

/WIE 06/ Wielenberg, A
Nachrechnung des Einzeleffektversuchs UPTF Nr. 7
(Gegenströmung im Ringraum) mit ATHLET
GRS-A-3348, Oktober 2006

/YUD 06/ Yudina, T.
Specification of the PARAMETER-SF1 Experiment
ISTC Project 3194, Moscow 2006

/YUD 06a/ Yudina, T.
Presentation of specification on simulation of PARAMETER facility by collaborators,
ISTC Project 3194
CEG-SAM Meeting, March 8-9, 2006, Paris

7 Tabellen

Tab. 2-1: Versuchsprogramme zur Simulation der Kernzerstörung im RDB

Versuchsserie	PBF SFD	ACRR DF	ACRR MP	NRU FLHT	LOFT FP	PHEBUS SFD	PHEBUS FP	CORA	QUENCH	RASPLAV MASCA
Laboratorium	INEL	SNL	SNL	ORNL	INEL	IPSN	IPSN	FZK	FZK	RAS KI
Zeitraum	82 - 85	84	89 - 92	85 - 87	84 - 85	86 - 93	93 - 04	87 - 93	98 - 05	95 - 05
Versuchsanzahl	4	4	2	4	2	6	5	19	> 10	4 + 2
Beheizung	Spaltung	Spaltung	Spaltung	Spaltung	Nachzerfall	Spaltung	Spaltung	elektrisch	elektrisch	elektrisch
Brennstab-anzahl	32	9-14	3 kg + 32	12	100+11	21	21	18-57	21	200 kg
Länge (m)	0,9	0,5	0,15	3,7	1,67	0,8	1,0	1,0	1,0	R = 0,4
Absorber-material	AIC	AIC B_4C	-	-	AIC	AIC	AIC B_4C	AIC B_4C	- B_4C	-
Abbrand	0-hoch	-	-	0-hoch	niedrig	0	0, hoch	-	kein UO_2	-
Ausgangs-zustand	intakt	intakt	Partikel + Kruste + Stäbe	intakt	intakt	intakt	intakt FPT4: Partikel	intakt	intakt	Brikett
Simulations-umfang	Bündel oberes Ple-num	Bündel	Bündel	Bündel oberes Ple-num	Bündel oberes Ple-num Kreislauf	Bündel	Bündel oberes Ple-num Kreislauf Contain-ment	Bündel	Bündel	unteres Plenum
Prozessumfang Spaltprodukt-	Freisetzung	-	-	Freisetzung	Freisetzung Transport	-	Freisetzung Transport	-	-	-

Tab. 2.1-1: QUENCH - Versuchsmatrix

Test	Zentral stab	Quench medium	Flutrate cm/s	Mas-senstrom g/s	Aufheizrate K/s	Maximale Hüllrohr-temperatur bei Flutbe-ginn K	Maximale Oxid schicht-dicke µm	Wasser stoff erzeugung vor / nach Quenchen g	Kommentar	Datum
00	Unbeh.	Wasser	2,8	84	1,0	800	500		Vorversuch	16.10.97
01	Unbeh.	Wasser	1,7	52	0,48	1830	300	36 / 3	mit Voroxidation	26.02.98
02	Unbeh.	Wasser	1,6	47	0,37 / 1,1	2470	> 1000	20 / 140	keine Voroxidation	07.07.98
03	Unbeh.	Wasser	1,3	40	0,4 / 1,6	2450	> 1000	18 / 120	keine Vorox., verzög. Quenchen	20.01.99
04	Unbeh.	Dampf		50	0,35 / 1,0	2110	170	10 / 2	geringe Voroxidation	30.06.99
05	Unbeh.	Dampf		50	0,32	2020	400	25 / 2	größere Voroxidation	29.04.00
06	Unbeh.	Wasser	1,4	42	0,32	2060	660	32 / 4	OECD-Standard-Problem ISP 45	13.12.00
07	B_4C	Dampf		15	0,35	2100	> 1000	62 / 115	B_4C Steuerstab	25.07.01
08	Unbeh.	Dampf		15	0,35	2070	> 1000	46 / 39	ohne B_4C, Vergleich zu 07	24.07.03
09	B_4C	Dampf		50	0,37	(2100)	> 1000	60 / 426	B_4C Steuerstab, Dampfmangel	03.07.02
10	Unbeh.	Wasser	1,6	48	langsam	2180	> 1000	47 / 5	Lufteinbruch mit 1g/s	21.07.04
11	Unbeh.	Wasser	3,0	90	-	1800	-		Ausdampfversuch mit Quenchen	08.12.05
12	Unbeh.	Wasser	1,4	42	0,5	2300	600		WWER-Hüllrohr (Zr 1% Nb)	27.09.06
13	B_4C	Wasser	1,4	42	0,5	2300	660		WWER-Hüllrohr, B_4C Steuerstab	
14	AIC	Wasser							Ag-In-Cd Steuerstab	

Tab. 2.2-1: PHEBUS SFD - Versuchsmatrix

Test	Number of Rods	Spacer Grid (no.)	Fuel Irradiation (GWD/tU)	Fluid	Pressure Syst./Rod (MPa)	Initial Heatup (K/s)	Max. Temp. (K)	Transient Duration (s)*	Test Termina-tion	Special Condi-tion	Date of Test
B9	21 F	Incl (2)	None	Stm, He	1.9 to 0.5/ 0.7	0.2 up to 1820 K	2150	7000/2600/ 100/0	S(He)	(d)	03Dec86
B9R-1	21 F	Incl (2)	None	Stm, He	2.0 to 0.5/ 0.7	0.2	1800	7400/2800/ 0/0	S(He)	(d)	01Apr88
B9R-2	21 F	Incl (2)	None	He, Stm	0.5/0.7	<0.1 up to 1000 K (a)	2150	3200/800/ 50/0	R(Stm)	(d)	14Apr88
C3	21 F	Incl (2)	None	He(c) H_2, He	3.5/0.1	2.0 (b)	2050	6200/6100/ 0/0	S(He)	Heatup in pure H_2	30Oct87
C3+	21 F	Incl (2)	None	Stm, He	3.5/0.1	1.7	2570	11400/ 6900/ 2800/0	S(He)	-	24Nov88
B9+	21 F	Incl (2)	None	Stm, He	2.0/0.7	0.25	2750	12500/ 11000/ 6000/0	S(He)	(d) He inj. in shroud	26Jan89
AIC	20 F / 1 AIC	Zry (2)	None	Stm, He	0.6/0.2	0.3	2100	1500/ 400/ 0/0	S(He)	(d) He inj. in shroud	01Jun89

Key
AIC: Silver Indium CadmiumB_4C: Boron CarbideIncl: InconelZry: ZircaloyF: Fresh fuel rod
Ar: ArgonStm: SteamWtr: WaterY: Yes
S: Slow (S < 2 K/s)R: RapidQ: QuenchN: No
*: Transient Duration is total time spent over 1100/1500/2100/2800K respectively, up to when there is no further significant change in core state (here taken as 2100K on final cooldown)
(a): During pure helium phase(b): During a pure hydrogen phase
(c): Pre-heating helium phase(d): Cladding failure imposed when rod plug temperature reached 1120K

Tab. 2.3-1: PBF SFD - Versuchsmatrix

Test	Number of Rods	Spacer Grids (no.)	Fuel irradiation (GWD/tU)	Fluid	Pressure Syst./Rod (MPa)	Initial Heatup (K/s)+	Max. Temp. (K)	Transient Duration (s)*	Test Termina-tion $	Special Condi-tion	Date of Test
ST	32F	Incl (3)	T	Wtr	7/>7.5	0.1-0.15	>2673	7300/4100/500/?	Q (Wtr)	N	28Oct82
1-1	32F	Incl (3)	T (.08)	Wtr	6.8/>7.5	0.46/2.9	~2890	2100/1100/300/?	R (Ar)	N	8Sept83
1-3	26IR, 2F, 4GT	Incl (3)	38, T	Wtr	6.85/?	0.5/1.9	>2800	1900/1350/700-900/?	S (Ar)	N	3Aug84
1-4	26IR, 2F, 4GT + AIC	Incl (3)	38, T	Wtr Ar	6.95/?	0.4/1.6	>2800	2900/2000/1400/500	S (Ar)	N	7Feb85

Key
AIC: Silver Indium CadmiumB_4C: Boron CarbideIncl: InconelZry: Zircaloy
T: TraceF: FreshIR: IrradiatedGT: Guide Tube
Ar: ArgonStm: SteamWtr: WaterY: Yes
S: Slow (S < 2 K/s)R: RapidQ: QuenchN: No
+: X/Y where X is heatup rate <1200K and Y is heatup rate >1200K
$: Cooldown procedure after power reduction
*: Transient Duration is total time spent over 1100/1500/2100/2800K respectively, up to when there is no further significant change in core state (here taken as 2100K on final cooldown)

Tab. 2.4-1: PHEBUS FP - Versuchsmatrix

Test	Zentral-stab	Brenn-stäbe	Abbrand GWd/t_{uran}	Vorbestrah-lung (d)	Fluid	Max. Tempera-tur (K)	Wasser-stoffer-zeugung (g)	Schmelz-menge (kg)	Komentar	Datum
FPT0	AIC	20	Frisch	9	H2O	> 3100	115	2,7	Versuch mit frischem Brennstoff unter oxidierenden Bedingungen u. Bildung keramischer Schmelze	9.12.93
FPT1	AIC	20	23	6	H2O	> 2700	96	2,0	Wie Versuch FPT0 aber mit abge-branntem Brennstoff und etwas geringeren Temperaturen	26.7.96
FPT2	AIC	20	32	9	H2O / Borsäure 1000 ppm	> 3100	105	3,4	Versuch mit abgebranntem Brenn-stoff mit geringem Oxidationspotential während der Spaltproduktfreisetzung	12.10.00
FPT3	B4C	20	24	9	H2O	> 2700	(140)	(1,7)	Versuch ähnlich FPT2 jedoch mit Borkarbid-Steuerstab statt AIC-Steuerstab	18.11.04
FPT4	--	Debris	33	0	H2O / H2	> 3100	-	2,9	Versuch zur Freisetzung von schwachflüchtigen Spaltprodukten aus Partikelbett und Schmelzesee	22.7.99
FPT5	AIC/B4C/-	20/21	= FPT1	9	H2O / Luft	> 3100			Versuch zur späten Unfallphase mit Lufteinbruch, d. h. stark oxidie-renden Bedingungen *(geplant im Rahmen von ST-LOC)*.	2010

Tab. 2.6-1: Halden: Abmessungen und Materialdaten der IFA-650 Versuchseinrichtung

Beschreibung	Dimension	Test 650.2	Test 650.3
Brennstab			
Aktive Brennstablänge	mm	500	480
Brennstoffdurchmesser	mm	8,29	9,30
Spaltweite	mm	0,035	0,0
Hüllrohrdicke	mm	0,57	0,725
Brennstabdurchmesser	mm	9,50	10,75
Plenum-Gasvolumen	cm^3	18	19
Brennstoffmasse	kg	0,282	0,339
Anreicherung	$^{w}\%_{U235}$	2,0	3,5
Abbrand	MWd/kg_{UO2}	frisch	81,9
Hüllrohrmaterial	--	Zr-4 Low Tin	DX ELS0.8b
Spaltgas	--	Helium	Argon
Schutzheizer			
Durchmesser $^{außen}/_{innen}$	mm	26,2 / 20,0	26,2 / 20,0
Material	--	Zircaloy	Zircaloy
Druckrohr			
Durchmesser $^{außen}/_{innen}$	mm	40,0 / 34,0	40,0 / 34,0
Material (AISI 316Ti)	--	X10CrNiMoTi1812	X10CrNiMoTi1812

Tab. 2.7-1: PARAMETER-SF1: Daten der Testanlage /YUD 06/

Bundle of fuel rods	
Number of rods/heated/unheated	19/18/1
Grid spacer pitch, mm	12.75
Heater	Tungsten, tantalum, molybdenum
Outer diameter and thickness of cladding, mm	9.13/0.7
Cladding material	Zr-1%Nb
Length of heated rods, mm	3120
Length of unheated rods, mm	2920
Dimensions of heater, mm:	
Outer diameter/length	4/1275
Elevations	from 0 up to 1275
Steam inlet, mm	-175
Steam outlet, mm	1425
Fuel rods internal overpressure, MPa	0.1-0.2
Fuel pellets	
Heated rods Outer diameter/central hole, mm	UO_2 with hole 7.5/4.4
Unheated rods Outer diameter/central hole, mm	UO_2 with hole 7.5/1.2
Grid spacers	
Material	Zr-1%Nb
Height, mm	20
Outer “across flats” dimension	56.5
Axial distance between grids, mm	255
Elevation of first (bottom) grid, mm	+30
Number of grids	6
Shroud	
Material	Zr-1%Nb
Outer “across flats” dimension and thickness, mm	60/1.5
Length (elevation of bottom end), mm	1650 (-225)
Shroud insulation	
Material	Fiber-type ZrO_2
Thickness. mm	28/23
Height (elevation of bottom end), mm	1525 (-130)

Tab. 2.8-1: ATHLET-CD Validierungsmatrix

Experiment	CORA 2	CORA 5	CORA 12	CORA 13	CORA 15	CORA 17	CORA 28	CORA 30	CORA 31	CORA 33	CORA W1	CORA W2	Phébus SFD B9+	Phébus SFD C3+	Phébus SFD AIC	PBF SFD 1-1	PBF SFD 1-4	ACRR ST1	ACRR DF2	ACRR DF4	NRU FLHT 5	LOFT LP FP2	Phébus FPT0	Phébus FPT1	Phébus FPT2	Phébus FPT3	Phébus FPT4	Phébus FPT5	ACRR DC1	ACRR MP1 + MP2	Scarabé BF1	TMI-2	SNL XR1-2	Quench 01	Quench 03	Quench 04	Quench 05	Quench 06	Quench 07	Quench 08	Quench 09	Quench 10	CODEX AIT1	CODEX AIT2
Priority	2	2	2	1	2	2	1	2	2	1	3	2	1	2	2	3	1	1	2	1	2	1	2	1	1	?	2	?	2	1	2	1	2	2	2	3	3	1	1	2	2	?	2	2
Heating Method	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E	F	F	F	F	F	F	F	F	F	D	F	F	F	F	F	F	F	F	F	D	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E	E
Bundle Size	M	M	M	M	M	P	M	M	M	M	M	M	M	M	M	M	M	S	S	S	T	L	M	M	M	M	S	M	S	S	S	R	P	M	M	M	M	M	M	M	M	M	S	S
Configuration	F	P	P	P	P	B	B	P	B	B	F	W	F	F	P	F	P	F	F	B	F	P	P	P	P	V	D	F	D	D	D	P	B	C	C	C	C	C	v	C	v	C	C	C
Burn-Up	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	T	M	M	F	F	M	T	T	M	M	M	M	H	0	0	0	L	0	\	\	\	\	\	\	\	\	\	0	0
Heat-up Rate	M	M	M	M	M	M	M	L	L	L	M	M	L	H	M	M	M	H	H	H	H	H	M	M	M	M	M	M	L	L	H	M	\	M	M	M	L	L	L	L	L	M	M	M
Flow Condition	S	S	R	R	S	R	S	R	S	L	S	S	L	L	S	B	B	H	S	S	B	W	S	S	L	L	L	A	I	I	I	W	I	R	R	S	S	R	S	S	S	A	A	A
Pressure	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	M	H	M	H	H	L	M	M	M	M	L	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L
Degradation	E	E	E	E	B	E	E	E	E	E	E	E	E	C	E	P	P	E	C	P	E	C	P	P	P	?	P	?	P	P	P	P	A	O	E	O	O	O	O	O	E	E	O	E
FP / Aerosol	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	R	R	R	0	0	R	R	T	T	T	T	R	T	0	0	0	R	0	0	0	0	0	0	B	0	B	0	0	A
Model Verifik.	X	X	-	X	-	-	-	-	-	X	X	X	X	-	X	-	X	-	-	-	X	X	X	X	X	-	X	-	-	-	-	X	-	X	X	-	X	X	X	-	X	-	-	-
GRS RS 829	X	-	-	X	-	-	X	-	-	X	X	X	X	-	X	-	-	-	-	-	-	X	X	X	-	-	-	-	-	-	-	X	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
GRS RS 1100	-	-	-	X	-	X	-	-	-	-	-	X	X	-	-	X	X	-	-	-	-	-	-	X	-	-	-	-	-	-	-	-	-	X	-	-	-	X	-	-	-	-	-	-
GRS RS 1155	-	-	-	-	-	P	S	-	P	S	-	S	X	X	X	-	P	-	-	-	P	-	-	-	-	P	-	S	-	-	-	S	-	-	-	-	-	-	X	X	X	-	-	-
RUB 150 0831[7]	-	-	-	X	-	-	-	-	-	-	X	X	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
RUB 150 1037	-	X	-	-	-	X	-	-	-	X	-	-	X	-	-	-	-	-	-	-	-	X	X	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	E	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
RUB 150 1241	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	X	X	X	X	-	X	-	-	-	-	X	-	-	X	X	X	X	-	-	-	-	-	-
RUB Planung	-	-	-	-	-	-	P	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	P	P	-	-	P	-	P	-	-	P	-	-	-	P	P	-	P	P	-

RUB 150 1037-E: Validation performed in the COBE-Project (4. EU-Frame work program)

Legend to ATHLET-CD Validation Matrix

PRIORITY	1	Strongly recommended for code validation
	2	Recommended for code validation
	3	Qualified for code validation
HEATING METHOD	D	Decay heat or fission heated
	F	Fission heated by driver core
	E	Electrically heated rod simulator
BUNDLE SIZE	S	Small (Rod number <= 16, Length <= 0.5 m)
	T	Tall (Rod number <= 16, Length > 1.0 m)
	M	Medium (Rod number <= 100, Length <= 1.0 m)
	P	Preoxidized medium size bundle or assembly
	L	Large (Rod number > 100, Length > 1.0 m)
	R	Reactor core
CONFIGURATION	C	Cladding and grids without fuel
	F	Fuel rods and grids only
	P	PWR with AIC control rod
	B	BWR with B_4C control assembly
.	v	Cladding material and B_4C control rod
	V	PWR with B_4C control rod
	W	VVER with B_4C control rod
	R	RBMK
	D	Debris of fuel rod fragments
BURN–UP	0	Depleted Uranium
	F	Fresh fuel
	T	Trace irradiated (< 1 MWd/kg)
	L	Low burn–up (< 10 MWd/kg)
	M	Medium burn–up (< 40 MWd/kg)
	H	High burn–up (>= 40 MWd/kg)
	/	No fuel (ceramic pellet i.e. ZrO_2)

HEAT–UP RATE	L	Low heat–up rate (< 0.3 K/s)
	M	Medium heat–up rate (<= 1.0 K/s)
	H	High heat–up rate (> 1.0 K/s)
FLOW CONDITION	S	Steam flow possibly with inert gas
	L	Limited steam flow with global starvation
	B	Boil–down at begin of experiment
	R	Refill at test termination
	W	Boil–down and refill
	H	Hydrogen flow (no steam flow)
	I	Inert gas (no steam flow)
	A	Air ingress test
PRESSURE	L	Low system pressure (< 0.5 MPa)
	M	Medium system pressure (< 3.0 MPa)
	H	High system pressure (< 5.5 MPa)
DEGRADATION	B	Ballooning of cladding
	O	Oxidation of Cladding
	E	Early phase of core degradation
	C	Ceramic melting occurred
	P	Pool of ceramic melt was formed
	A	Ablation of structure materials
FP / AEROSOL	0	None FP or aerosol release
	R	Release of FPs or aerosols detected
	t	only transport with deposition / resuspension
	T	Release & transport of FPs or aerosols detected
	B	Detection of B_4C reaction products
Model verification	X	Calculation performed for model verification
Code Validation	X	Calculation performed for code validation
	P	Calculation planned for code validation
	S	Test selected for validation

Tab. 2.9-1: Beschreibung von Versuchsprogrammen, die in SARNET eingebunden sind.

Corium Topic (in vessel)	**WP9: Early phase of core degradation**
WP9.1	**Hydrogen generation during core reflooding**
PARAMETER (Lutch near Moscow), Tests planned	Electrically heated out of pile facility (similar to QUENCH-facility); fuel rod bundle with VVER geometry and materials; low rate top flooding, mixed flooding at high flow rates.
WP9.2	**Early phase core degradation and B4C effects**
VERDI (IRSN), Tests finished	Induction furnace heated by an iridium susceptor; tests to determine the kinetics of oxidation of a B4C-pellet by steam
WP9.3	**Zircaloy oxidation by air or by steam mixture**
MOZART (IRSN), Tests planned	Test sample is an open section of real rod cladding, about 20 to 50 mm long, coated on its inside surface, to avoid oxidation; sample placed in a thermo balance, which permits an on-line weight gain measurement.
BOX (FzK), Tests finished	Test rig with an electrically heated horizontal tube furnace coupled with a supply system for various gases and steam and a mass spectrometer for quantitative analysis of the off-gas composition; experiments on oxidation of Zry-4 in mixed air-steam atmospheres (air-ingress)
QUENCH-SR (FzK), Tests finished	Single rod test rig with Zry-4 cladding pre-oxidised in steam and subsequent oxidation in air; experiments with air-atmosphere and pure nitrogen-atmosphere
Corium Topic (in vessel)	**WP10: Late phase of core degradation and vessel behavior**
WP10.1	**Late phase of core degradation, corium behavior**
LIVE (FzK), First tests: mid of 2005	Test facility with a hemisperical test vessel (1:5 scaled lower head of a typical PWR), a volumetric heating system in the test vessel to simulate the decay heat, a heating furnace to generate and pour the simulated corium melt (up to 350°C: binary mixture of NaNO3 and KNO3; up to 900°C: V2O3 with CUO, MGO or ZnO); investigation of local heat flux distribution (influence of water and air cooling at the outer surface), development of crusts, gap formation between the lower head wall and the melt crust, phase segregation of a non eutectic binary melt, presence of water in the lower head
OECD - MASCA (Kurchatov Inst., Moskau) Phase 1 finished, Phase 2 to be finished in 2006 Follow-up project: OECD - CORTRAN	Tests facilities with small scale (0,2 kg), medium scale (2 kg) and large scale (90 kg) model of the lower core region and the and lower head; Phase 1: investigation if chemical processes between corium and structural materials, separation into non-miscible layers Phase 2: Extension of the range of compositions to a better understanding of the U-Zr-Fe-O interactions, the impact of an oxidizing atmosphere on the chemical interactions and progression of metallic melt through a porous oxide debris bed.

WP10.2	**Vessel failure and corium release into cavity**
FOREVER (KTH, Stockholm), tests finished	Pressure vessel test facility (scale 1:10); investigation of the creep failure during the late stages of in-vessel-melt progression under nuclear reactor severe accident scenario
METCOR (NITI, St. Petersburg), Phase 2 not finished	Vessel steel specimen positioned horizontally under the melt pool; in-depth study of physico-chemical processes taking place during the interaction of corium melt (UO2+ZrO2+FEOx) and reactor vessel steel.
Source Term Topic (in vessel) WP14: Fission product release and transport	
WP14.1	**Influence of an oxidising environment**
RUSET (AEKI, Budapest), contribution to PHEBUS FP First tests: mid of 2005	1. Small scale tests with non-active fission product representatives in ZrO2 or UO2 powder; first tests with Ru, later other FP elements were added as well; 2. Short fuel rod tests with fission product simulants in the gap between fuel pellets and cladding; 3. Short fuel rod tests with fabricated fuel pellets; selected components were mixed with UO2 powder and the pellets made using cold pressing
VTT-Ru, (VTT, Helsinki) Tests with Ru finished	Speciation and transport of Ru-oxides have been measured; the main concern are accidents with air ingress
WP14.2	**Effect of high temperature chemistry, taking into account SIC release** (Aim: improvement of predictability of iodine species exiting the RCS)
VERCORS HT (CEA), tests completed	Small scale tests facility for generation of data on fission product release and transport under severe accident conditions; three tests with a variety of atmospheres from pure steam to Pure hydrogen with and without PWR control rod materials (Ag, In, Cd, B)
CHIP (IRSN), first tests available in 2006	Small scale analytical and phenomenological tests providing a kinetic and thermodynamic database to develop and validate models for the calculation of the iodine source term under reactor accident conditions; first tests with (Cs, I, steam, hydrogen)-system and (In, I, steam, hydrogen)-system.
Source Term Topic (in vessel) WP15: Aerosol behaviour	
WP15	**The objective is to quantify the effect of uncertain key aerosol phenomena on the source term**
ARTIST (PSI, Villingen)	Large scale-scale test facility for investigation of aerosol retention in the secondary side of a model PWR steam generator under dry and flooded conditions; SGTR-tube ruptures; The primary side (inside broken tube) is 4,5 bar and the secondary side pressure is always at atmospheric pressure.

Tab. 4.1-1: QUENCH-07: Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	Start Aufheizen von ~873 K -> ~1723 K
2040	Versagen Absorberstab (~1585 K, TCRI 13, Auftreten von He)
2160	Auftreten von CO, CO_2
2200	Start B_4C Oxidation (~1723 K, TIT A/13)
3090	Entfernen Eckstab B
3140	Start Transiente (~1770 K, TIT A/13)
3322	Beginn Temperatureskalation bei 950 mm (~1850 K, TIT A/13)
3481	Versagen Brennstab (P 411)
3486	Versagen Shroud (P 406)
3557	Start Cooldown / Quench
3558	Dampf am Bündeleintritt (T 511)
3585	Elektrische Leistung von 18,5 kW -> 3,9 kW
3602	Elektrische Leistung bei 3,9 kW
3749	Abschalten elektrische Leistung
5107	Kühlung aus

Tab. 4.2-1: QUENCH-09: Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	Start der Datenaufzeichnung, T ~875 K
465	Beginn der Aufheizung
1950	Elektrische Leistung ~13 kW
2280	Versagen Absorberstab (~1555 K, TCRI 13, Auftreten von He)
2582	T ~1775 K, Beginn Temperatureskalation bei 950, 1050 und 1150 mm
2600	Versagen Brennstab (P 411, Kr-Messung)
2602	Ende des Leistungsplateaus
2605-3156	Elektrische Leistung ~8 kW, schrittweise auf ~15 kW
2623	Versagen Shroud, (P 406)
2636	Reduzierte Dampfeinspeisung auf 0,3 g/s (F 206)
3316	Beginn der Abkühlphase (cooldown)
3340	Elektrische Leistung von ~15 -> ~4 kW in 16 s
3343	Versagen Kühlrohr innen (P 403)
3427	Ausschalten elektrische Leistung
4491	Kühlung aus

Tab. 4.3-1: QUENCH-08: Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	Start der Datenaufzeichnung, Testbündel auf 875 K (TIT A13) aufgeheizt
134	Start der Aufheizung von ~873 K → ~1723 K
1628	Elektrische Leistung von 13 kW erreicht
2277	Beginn der Voroxidationsphase: Erreichen des Temperaturplateaus bei ~1700 K; Ende des Leistungsplateaus bei 13 kW
3181	Eckstab B entfernt
3240	Start Transiente: Leistungssteigerung von 14,1 auf 17,75 kW mit 0,2 K/s
3765	Versagen Shroud, (P 406)
3770	Versagen Brennstab (Kr-Messung)
3776	Start der Abkühlphase mit Beginn der Dampfeinspeisung mit 15 g/s Beginn der Temperatureskalation bei 950 mm
3814	Beginn der Absenkung der elektrischen Leistung von 17,7 auf 3,9 kW
3830	Elektrische Leistung bei 3,9 kW
~3840	Auftreten der gemessenen Maximaltemperaturen
4020	Abschalten der elektrischen Leistung
4648	Kühlung aus (Bündeltemperatur ~473 K erreicht) Ende der Datenaufzeichnung

Tab. 4.4-1: PHEBUS SFD C3+: experimenteller Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	Beginn der Oxidationsphase
3000	Beginn der Übergangsphase
3800-4000	Druckanstieg auf 3,5 MPa
4080	Beginn Aufheizung und Abschmelzen
~4920	Temperaturplateau 1270 K (1000 °C)
5580	Anstieg Leistung
~6750	Temperaturplateau 1670 K (1400 °C)
7380	Anstieg Leistung
~8000	Temperaturplateau 1970 K (1700 °C)
9360	Anstieg Leistung
~10260	T>= 2270 K (2000 °C)
11160	Beginn Abkühlung

Tab. 4.5-1: PHEBUS SFD B9+: experimenteller Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	1. Phase: Beginn der Oxidationsphase
800	4 kW, T ~1000 K
2175	8,8 kW, T ~1350 K
3200	11,5 kW, T ~1600 K
7840	14,5 kW, T ~1800 K
8265	18 kW
8370	2. Phase: Aufheizung mit He
13860	3. Phase: Beginn Abkühlung
14135	p ~0,4 MPa, T ~528 K (255 °C)

Tab. 4.5-2: PHEBUS SFD B9+: Abschätzungen der experimentellen Unsicherheiten

Messgröße	Unsicherheit
Bündeltemperatur	+/- 50 K oberhalb von 2400 K
Druck	3 %
Dampfmassenstrom	5 %
Heliummassenstrom	$5{,}0*10^{-6}$ kg/s
Leistung	5 %
H_2 Erzeugung	20 %

Tab. 4.7-1: PBF SFD 1-4: Freisetzungsanteile (in %) von Spaltprodukten und Absorbermaterialien für den Versuch

Element	Experiment /PET89a, PET89b/	Rechnung	
Xe, Kr	23 - 52	35,4	
Cs	39 - 51	34,9	
I	24	29,8	
Te	1 - 3	0,98 (30)*	
Sr	0,88	0,49	
Sb	0,13	0,98 (21)*	
Absorbermaterialen		**NMODI= 8**	**NMODI= 7**
Ag	0,027	0,054	12,3
Cd	6,2	11,3	55
In	0,088	0,18	9,5

Tab. 4.7-2: PBF SFD 1-4: Überprüfung der Portierbarkeit der ATHLET-CD Version 1.1L

Plattform	FORTRAN Compiler	CPU-Zeit (s)	Anzahl der Zeitschritte	Anzahl der Jacobi-Matrizen
mserver1	Digital FORTRAN90 - V4.0-1	8698	29916	5854
mserver2	IBM XL FORTRAN-for AIX Vers. 8.1	5849	29340	5687
cs-gar01	INTEL Compiler for Linux Version 8.0	2827	29700	5733
Laptop	Digital VISUAL FORTRAN 6.0.0	5917	29799	5746

Tab. 4.8-1: NRU FLHT-5: experimenteller Versuchsablauf

Ereignis	**Zeit [s]**
Leistung ~30 kW Eingangmassenstrom ~126 g/s p(Austritt) ~1,48 MPa	
Beginn der Strömungsreduzierung	-2150
Kühlmittelstrom 12,6 g/s	-1994
Füllstand (liquid level) ~2,9 m	-1410
Kühlmittelreduktion auf ~11,3 g/s	-1300
Start der Transiente	0
Kühlmittelreduktion auf 1,26 g/s	507
Kühlmittel -> 1,44 g/s	520
Kühlmittel -> 1,26 g/s	670
Auftreten von H_2	793
Hüllrohrtemperatur -> 1700 K Temperatureskalation 'steam starvation'	984
Brennstabversagen	999
Hüllrohrtemperatur ~2475 K	1004
Durchschmelzen des Liners	1007
Füllstand -> 0,76 m	~1200
Oxidationsfront 1,22 m	1386
Oxidationsfront 3,45 m	2857
Ende H_2-Erzeugung	3687
Ende des Tests	4607

Tab. 4.9-1: NRU FLHT-2: experimenteller Versuchsablauf

Ereignis	**Zeit [s]**
Leistung ~23 kW, Kühlmittelstrom 9,3 g/s	
Start der Transiente	0
Kühlmittelreduktion auf 1,48 g/s	35
Brennstabversagen 2,70 MPa, 1255 K	390
T= 1300 K (2,53 m)	395
Beginn Temperaturexkursion, T ~1700 K, (2,53 m)	530
T >2200 K, oberer Bereich	536
Liner – Versagen, Kühlmittel -> shroud	542
1.-Peak H_2-Erzeugungsrate, Dampf vollständig -> H_2	576
T >2500 K (2,53 m)	578
min. H_2-Erzeugungsrate	639
H_2-Erzeugung Dampf fast vollständig -> H_2	680
2.-Peak H_2-Erzeugungsrate	780
Reaktor shutdown	822
Spitze im Bündelmassenstrom	863

Tab. 4.10-1: FPT2: Versuchsablauf

Ereignis	**Zeit [s]**	**Zeit [s]**
	Experiment	**ATHLET-CD**
Druck ~0,2 MPa Kühlmittelstrom ~0,5 g/s		
Beginn der Versuchsphase	0	0
Beginn der Hüllrohroxidation bei der Rechnung		7730
Hüllrohrversagen durch Bersten	5640	7980
Beginn der Hüllrohroxidation beim Experiment	8280	
Versagen des Absorberstabs, Cd-Freisetzung	8760 8950	9435 9435
Beginn der Phase Dampfmangel	9420	9455
Ende der Phase Dampfmangel	10530	10530
Ende Hüllrohroxidation	11500	11500
Beginn erneuter Hüllrohroxid.	~15000	~15000
Bildung eines Schmelzepools	17370	
Blockade des Strömungskanals	18560	~17670
Eindringen von Schmelze in den Shroud	19200	
Abschalten der Leistung	19740	19740

Tab. 4.10-2: FPT2: Freigesetzte Massenanteile für ausgewählte Elemente (Brennstäbe)

Element	Cs	I	Te	Ba	Mo	Zr
Experiment [%]	61 - 69	61 - 78	74 - 79	2 - 8	46 - 56	0
ATHLET-CD [%]	~95	~95	~95	~23	~85	~0,16

Tab. 4.10-3: FPT2: Freisetzung der übrigen in ATHLET-CD berücksichtigten Elemente (Brennstäbe, Absorber)

Element (Brennstäbe)	Xe	Kr	Ru	Sb	Sr	U
Freisetzung [%]	~95	~95	~23	~92	~12	~0,57
Element (Absorber,, Strukturmaterial)	Ag	In	Cd	Sn		
Freisetzung [%]	~16	~12	~44	~72		

Tab. 4.10-4: FPT2: In FIPREM berücksichtigte Elemente und ihre Reaktionsprodukte

Kr								
Xe								
Sr								
Mo								
Ru								
Sb								
Te	Te_2							
I	I_2	I_2In	I_2Sr	I_2Te	I_3In	I_4Te	IIn	ISr
Cs	Cs_2	Cs_2I_2	Cs_2Te	CsI				
Ba	BaI_2							
Ag	Ag_2	Ag_2Te	AgI	AgTe				
In	In_2Te	InTe						
Cd	CdI	CdI_2	CdTe					
U								
Zr								
Sn	SnTe							

Tab. 4.11-1: Halden: Ablauf der Versuche IFA-650 2 und 3

Beschreibung	Dimension	Test 650.2	Test 650.3
Dauer der Vorbestrahlung	h	36	7
Beginn Naturumlauf	s	- 70	- 220
Max. Brennstableistung (LOCA-Phase)	kW	1,15	0,53
Max. Leistung der Schutzheizung	kW	0,93	0,75
Ende der Blowdown-Phase	s	30	50
Aufheizrate unmittelbar nach Blowdown	K/s	12	4,5
Berstzeit	s	98	266
Hüllrohrtemperatur beim Bersten	°C	808	777
Max. Stabinnendruck	MPa	6,67	7,26
Sprühbeginn	s	145	328
Max. Hüllrohrtemperatur	°C	1080	840
Testende (Reactor scram)	s	465	615

Tab. 4.11-2: Halden: Koeffizienten zur Berechnung der Kriechgeschwindigkeit

Modell	Phase	A (1/s)	n (-)	Q (kJ/mol)
ATHLET-CD	α und β	$1{,}82 \cdot 10^{25} / T_{CM} \cdot (G_S/G_1)^{1-n}$	5,36	290,0
TESPA-ROD	α	$C_{duplex} \cdot 1487{,}0$	5,89	321,0 (T = 650 °C)
TESPA-ROD	β	$C_{duplex} \cdot 3{,}9721$	3,78	141,919
Rosinger	α	2000,0	5,32	284,6
Rosinger	β	8,1	3,79	142,3

Tab. 4.11-3: Halden: Berechnung des Schubmoduls in ATHLET-CD

ATHLET-CD Modell	Standard (T_{CM} < 1090 K)	Alternative
E-Modul E_{mod} (N/m²)	$(10880 - 5{,}475 \cdot T_{CM}) \cdot 10^7$	$(11420 - 5{,}914 \cdot T_{CM}) \cdot 10^7$
Schubmodul G_s (N/m²)	$E_{mod} / (1{,}0 - \nu) / 2{,}0$	$(4087{,}0 - 1{,}97 \cdot T_{CM}) \, 10^7$
Poisson-Zahl ν (-)	0,3	$E_{mod} / G_s / 2{,}0 - 1{,}0$

Tab. 4.11-4: Halden: Eingabedaten für das Brennstabmodell

Bezeichnung	Akronym	Dimension	IFA-650.2	IFA-650.3
Beheizte Länge		mm	500	480
Unterer Stopfen	STU	mm	48	48
Oberer Stopfen	STO	mm	329	349
Brennstoffradius	RPEL	mm	4,145	4,65
Brennstabradius	RROD0	mm	4,750	5,378
Hüllrohrdicke		mm	0,570	0,725
Spaltweite		µm	35,0	3,0
Oxidschichtdicke	OXLAY	µm	2,2	25,0
Brennstoffdichte	RHOUO2	g/cm³	10,43	10,39
Brennstoffporosität	POROS0	%	1,0	1,4
Gasvolumen im oberen Stopfen	VPLENU	cm³	15,3	19,0
Brennstabdruck (TCO0 = 298 K)	PROD0	MPa	3,97	3,90

Tab. 4.11-5: Halden: Comparison of test data and calculation results for Halden LOCA tests IFA650.2 and IFA650.3

Test 2								LOCA	Cladding failure				before failure at t = 70 s				
run ID	Case	T/H	Leak delay	HTCPOL	prodi MPa	poros %	LHR(z)	TC(min) s	failure s	TCfail. °C	PF(max) MPa	TC1 °C	TC1-TC3 K	TH1 °C	TH1-TH2 K	
Experimental Data Elevation of TCs.								30	98	808	6.67	678 1000	38.9 -1300	357 1055	-4.2 -1195	040528
Nodes										J		TC(4)	-TC(10)	TSL(4)	-TSL(7)	
2_6.033	0	results	yes	old	3.64	1.0	specif.	29	103	7 799	6.92	641	8.0	379	0.6	050531
2_6.034	2.1	results	yes	new	3.64	1.0	specif.	32	108	7 798	6.91	597	14.7	354	2.5	050715
2_6.035	2.2	P-Hea +	yes	new	3.64	1.0	specif.	32	108	7 799	6.92	597	14.8	359	2.5	050718
2_6.036	2	P-H+R +	yes	new	3.64	1.0	specif.	32	106	7 802	6.90	608	15.2	360	2.5	050718
2_6.037	2.3	P-H+R +	no	new	3.64	1.0	specif.	26	100	7 801	6.91	656	13.3	386	1.7	050718
2_6.038	3	P-H+R +	yes	new	3.64	1.0	results	32	106	7 801	6.90	612	15.2	362	2.7	050720
2_6.039	4	P-H+R +	yes	new	3.64	1.0	bo.peak	32	106	5 800	6.88	626	44.5	362	4.0	050720
2_6.032	4.1	RHH=90%	4 s	new	3.64	1.0	bo.peak	30	105	5 801	7.01	643	44.2	384	3.5	050725
2_6.032a	4.1a	RHH=50%	4 s	new	3.64	1.0	bo.peak	30	101	5 822	6.91	646	44.3	479	4.2	050725
2_6.339	4.2	P-H+R,sv	4 s	new	3.64	1.0	bo.peak	30	108	5 809	7.02	639	44.4	368	3.6	050810
2_6.339a	4.2a	P-H+R,sv	4 s	new	3.64	1.0	bo.peak		106	5 804	7.02	epmax=0.3 restart 533.8 s				050811
2_6.338e	3.2e	P-H+R,sv	4 s	new	3.64	1.0	results	30	105	7 804	7.04	619	14.7	365	2.3	050819
2_6.338T	3.2T	"",TESPA	4 s	new	3.64	1.0	results	30	115	7 844	7.28	624	14.9	367	2.3	050812

Test 3								LOCA	Cladding failure				before failure at t = 200 s				
run ID	Case	T/H	Spray	HTCPOL	prodi MPa	poros %	LHR(z)	TC(min) s	failure s	TCfail. °C	PF(max) MPa	TC1 °C	TC1-TC3 K	TH1 °C	TH1-TH2 K	Date yymmdd
Experimental Data Elevation of TCs.								50	266	777	7.26	705 1000	18.2 -1300	606 1105	4.0 -1280	050430
Nodes										J		TC(4)	-TC(10)	TSL(5)	-TSL(9)	
3_2.033	predic.	specif.	no	old	4.0	1.4	specif.	26	220	7 771	7.56	735	-16.4	650	2.2	050531
3_3.035	0	results	no	old	3.9	1.4	specif.	41	240	8 771	7.56	706	-19.3	619	0.5	050720
3_3.039	0A	results	yes	old	3.9	1.4	specif.	42	247	8 780	7.09	707	-13.5	620	5.1	050720
3_3.031	1	results	no	new	3.9	0.1	specif.	50	254	8 773	7.48	686	-18.2	598	0.2	050720
3_3.032	1A	results	yes	new	3.9	0.1	specif.	50	260	8 782	7.00	689	-12.0	600	4.9	050720
3_3.034	2	results	no	new	3.9	1.4	specif.	48	253	7 770	7.66	686	-18.1	598	0.2	050720
3_3.038	2A	results	yes	new	3.9	1.4	specif.	48	257	8 778	7.17	690	-12.1	600	4.8	050720
3_3.036	3	results	no	new	3.9	1.4	results	48	252	8 770	7.66	686	-21.5	598	-1.4	050720
3_3.037	4	results	no	new	3.9	1.4	bo.peak	48	255	7 770	7.65	699	4.5	600	5.0	050720
3_3.033	4A	results	yes	new	3.9	1.4	bo.peak	48	261	7 778	7.16	702	10.9	601	9.8	050720
3_3.030	4A.1	RHH=90%	yes	new	3.9	1.4	bo.peak	48	254	7 781	7.13	711	9.5	620	9.5	050720
3_3.330	4A.1+	RHH=90%,sv	yes	new	3.9	1.4	bo.peak		263	7 791	7.21	710	9.8	619	9.6	050810
3_3.333	4A.2	res,stresv	yes	new	3.9	1.4	bo.peak	48	270	7 787	7.27	704	14.3	601	11.9	050810
3_3.333a	4A.3a	res,sv,L/8	yes	new	3.9	1.4	bo.peak		285	7 787	7.35	701	13.1	601	11.7	050812
3_3.336	3.3	res,sv,L/8	no	new	3.9	1.4	results	48	276	9 780	7.90	685	-19.4	598	-1.0	050810
3_3.336e	3.3e	res,sv,L/8	no	new	3.9	1.4	results		274	8 778	7.90	epmax=0.3 restart 717.1 s				050819
3_3.336T	3.3T	"",TESPA	no	new	3.9	1.4	results		267	9 769	7.83	684	-19.0	597	-0.9	050812
3_3.336f	3.3f	res,sv,L/8	no	new	3.9	1.4	results		276=t(SVmax)		7.90	ebunp=100% restart 717.1 s				050818

Calculations yymmdd >= 050810 : H-RODT1 and H-RODT3 deleted (marginal effect), call ebmatd with stresv (not stresu)
test2 with adjusted TANK and LEAK pressure
Calculations yymmdd >= 050818 : Correction of PITCH = 16.0mm (12.6mm), RSEC = 1.273mm (1.01mm), Set BLOCKAGE data = 0.20/0.18/0.16/0.14/0.10
Takes effect only for test 3 and case 3.3f with ebump = 100%, no burst but close in contact with heater

Tab. 4.12-1: QUENCH-10: Versuchsablauf

Zeit (s)	Ereignis
0	Phase 1: Start der Datenaufzeichnung, Testbündel auf 873 K (TIT A13) aufgeheizt
581	Phase 2: Start Aufheizen, Ausgangsleistung 3,85 kW
2025	Elektrische Leistung von 12,5 kW erreicht
2523	Phase 3: Beginn der Voroxidationsphase: Erreichen des Temperaturplateaus bei 1593 K (TIT A13); Ende des Leistungsplateaus bei 12,5 kW
3710	Erstes Brennstab Versagen (Kr)
9319	Phase 4: Beginn der Zwischenkühlphase Reduktion der elektrischen Leistung von 13,15 kW auf 6,9 kW; (Temperatur TIT A13 = 1695 K)
11353	Entfernen von Eckstab B
11626	Phase 5: Start der Lufteinwirkungsphase; Abschaltung des Dampfstroms
11658	Luft-Einspeiserate von 1 g/s erreicht
12470	Elektrische Leistung von 6,9 kW auf 7,3 kW erhöht
13000	Elektrische Leistung von 7,3 kW auf 7,7 kW erhöht
13125	Elektrische Leistung von 7,7 kW auf 8,1 kW erhöht
13275	Entfernen von Eckstab D; (Temperatur TIT A13 = 2085 K)
13393	Phase 6: Beendigung der Lufteinwirkungsphase; Beginn der Quenchphase, (Temperatur TIT A13 = 2196 K)
13394	Quenchwasser erreicht Bündeleinlass
13397	Versagen des Shroud
13404	Beginn der Leistungsreduktion von 8,1 kW auf 3,9 kW
13488	Lokales Wiederbenetzen in 1250 mm Bündelhöhe
13712	Abschalten der elektrischen Leistung
13713	Abschalten der Quenchwasser-Einspeisung
13731	Quenchwasser-Massenstrom bei 0
16079,8	Ende der Datenaufzeichnung

Tab. 4.12-2: QUENCH-10: Anfangs- und Randbedingungen

Gemessene Größe	QUENCH-10
Druck am Bündelende (P512; 0 s)	1,93 bar
Dampf-Massenstrom (F205; 0 s)	3,0 g/s
Temperatur des eingespeisten Dampfes (T511 bei 0 s)	773 K (500 C)
Argon-Massenstrom Inlet (Fm401; 0 s)	2,95 g/s
Luft-Massenstrom Inlet (R001; 11.658 s)	1,0 g/s (0,77 g/s N_2, 0,23 g/s O_2)
Temperatur der eingespeisten Luft	299 K (26 C)
Argon-Massenstrom (Cooling Jacket Fm403; 0 s)	6,18 g/s
Temperatur des eingespeisten Argon (Jacket, T403 bei 0 s)	298,95 K (25,8 C)
Quenchwasser-Massenstrom (F104; 13395 s)	48,0 g/s

Tab. 4.13-1: FPT3: Versuchsablauf ATHLET-CD

Ereignis	**Zeit [s]**	**Zeit [s]**	**Zeit [s]**
Rechnung: dissolution (B4C/SS) model Versagenstemp. (CRTVER)	Kap. 5 ja 2623 K	Var. 1 ja 1523 K	Var. 2 nein 1523 K
Beginn der Versuchsphase	0	0	0
Hüllrohr Bersten, ROD1	6880	6880	6880
Beginn H_2 Erzeugung (Abb. 5.1-6)	~8200	~8200	~8200
Hüllrohr Bersten, ROD2	8285	8285	8285
Beginn Auflösung B_4C-SS (DB4CSS)	8330	8330	---
Schmelzen Absorberstab (ECLIFA)	---	9412	9401
1. Umlagerung Steuerstab (EVCNDL)	---	9415	9404
Hüllrohr Versagen (ETFBK3)	13626	13623	13622
1. Umlager. keram. Schmelze (EVCNDL)	15977	15953	15953
Beginn Leistungsabfall	17363	17363	17363

Tab. 4.13-2: FPT3: Freigesetzte Massenanteile für ausgewählte Elemente

Element	Xe	I	Cs	Te	Sb	Mo
ATHLET-CD [%]	88,9	87,4	88,9	87,4	83,2	75,1
Element	Ba	Sr	Ru	U		
ATHLET-CD [%]	17,6	9,4	17,6	0.0041		

Tab. 4.14-1: PARAMETER-SF1: Geplanter Versuchsablauf /YUD 06/

Stage	Stage substance	Main parameters			
		FA temperature, ^{o}C	Medium	Heating / cooling rate	Time, s
1	Heating of the fuel bundle within argon	20 - 100	Argon with flow rate of 2 g/s and temperature up to 160 ^{o}C	-	0-500
2	Heating of the fuel bundle within the steam and argon flow	100-500	Steam/Argon with flow rates of 3/2 g/s	0.1-0.3 K/s	500-1600
3	Facility stabilisation (electric power variation)	~ 500	Steam/Argon with flow rates of 3/2 g/s	-	1600-2500
4	Heating of the fuel bundle (transient phase I)	500-1200	Steam/Argon with flow rates of 3/2 g/s	~0.25 K/s	2500-5000
5	Pre-oxidation of the bundle	~ 1200	Steam/Argon with flow rates of 3/2 g/s	-	5000-**9000**
6	Heating of the fuel bundle (transient phase II)	**1200-1850**	Steam/Argon with flow rates of 3/2 g/s		Define experimentally as design temperature will be reached
7	Flooding of the fuel bundle from the top (10 s after **T_{FA}max=1850^{O}C** reached)	Up to saturation	Water with flow rate of 40 g/s per bundle		~300 (duration)

Tab. 4.15-1: QUENCH-11: Versuchsablauf /STA 06/

Time [s]	Events
0 (11:03:00 h)	Start data recording, bundle at 383 K, data acquisition frequency at 1 Hz. Ar flow (feed-in bundle head) 3.04 g/s (385 K). Auxiliary power at 0.48 kW.
224	Switch-on of bundle power (~ 6.7 kW). Auxiliary power at 0.36 kW.
310	Boiling onset.
1035, 1345, 1640, 1945, 2636, 3275	Auxiliary heater power increase to 1.16, 1.55, 2.05, 2.44, 2.67, 2.94 kW, respectively.
2578	Start auxiliary water (flow rate 1.1 g/s).
2730	Auxiliary water flow rate at 1.0 g/s.
2920	Auxiliary water flow rate at 0.8 g/s.
3013, 4027, 4619, 4827	Changes in bundle power from 7.1 kW to 6.7 kW; from 6.7 kW to 6.45 kW; from 6.45 kW to 6.55 kW; from 6.55 kW to 6.77 kW, respectively.
5030	Auxiliary water flow rate at 1.0 g/s.
5460	Start of temperature escalation at 950 mm.
5487	Withdrawal of corner rod B.
5500	Quench initiation (increase of F 104 to app. 17 g/s during next 40 s).
5520	Quench water at test section inlet.
5563	Shroud failure; first test rod failure by helium detection.
5573	Reduction bundle power from 6.8 to 3.9 kW.
5575	Bundle power at decay heat level.
5645	Maximum temperature.
5702	Auxiliary power shut off.
5713	Bundle power shut off.
5795	Water level reached maximum elevation of 868 mm.
6004	Quench pump shut off.
6020	Quench water at 0 g/s.
6324	Auxiliary water injection switched off.
6330	Auxiliary water at 0 g/s.
8928	End of data recording.

Tab. 4.15-2: QUENCH-11: Ausgewählte ATHLET-CD Eingabedaten

external resistance per rod	2.0 mΩ
Zr-melting temp., begin of interaction Zr/UO_2	2030 K
Zr-oxidation correlation	Leistikow: T< 1800 K transient region: interpolation Prater / Courtwright: T> 2600 K
upper limit for steam starvation: p(H_2O)/p	0.1
cladding rupture model	burst criteria: max. strain 38%
melt / crust oxidation	Leistikow: T< 1800 K transition region: interpolation Prater / Courtwright: T> 2600 K
liquifaction model	Hofmann
cladding failure temperature	ox. layer < 0.6 mm: ~> T> 2300 K ox. layer > 0.6 mm: ~> T> 2400 K
ceramic melt relocation (solidus)	2600 K
met. / cer. melt subcooling for refreezing	50 K / 50 K
candling velocity (metallic / ceramic)	0.03 m/s / 0.03 m/s
linear rate eq. for melt oxidation depending on the oxide layer thickness on melt rivulet	oxide layer > 10 µm
quench front model (only lower QF calculated)	Semeria / Martinet correlation, max. QF velocity: 10 mm/s, initiated at 5000 s

8 Abbildungen

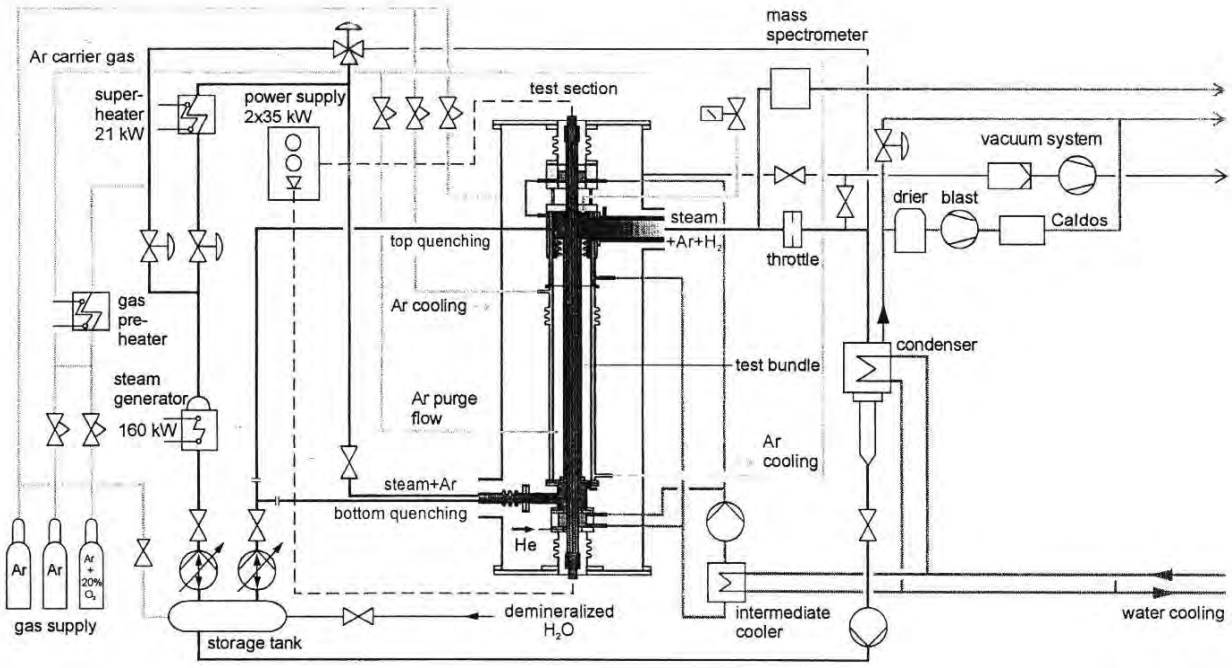


Abb. 2.1-1: QUENCH: Versuchsanlage - Prinzipplan

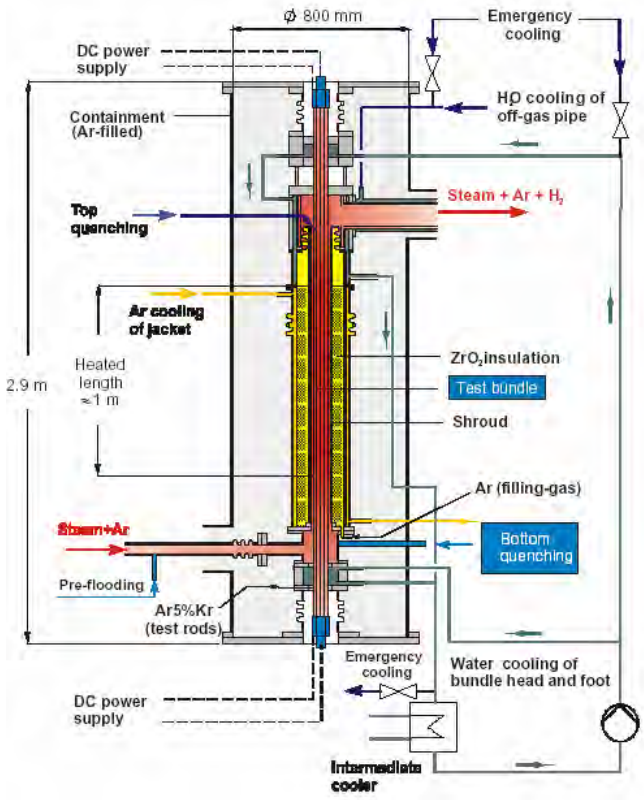


Abb. 2.1-2: QUENCH: Versuchsanlage – Testsektion

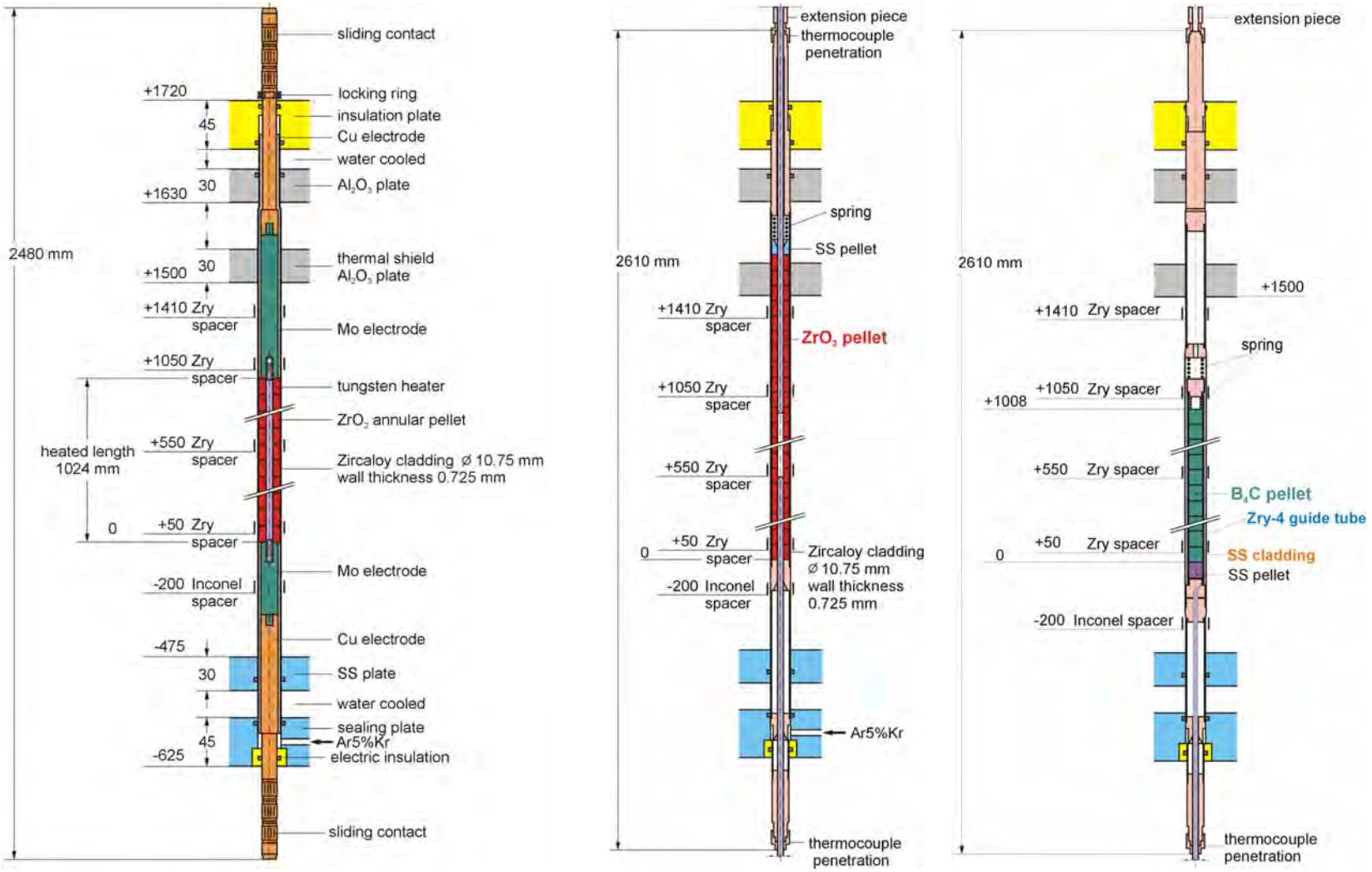


Abb. 2.1-3: QUENCH: Brennstabsimulatoren und B_4C-Absorberstab

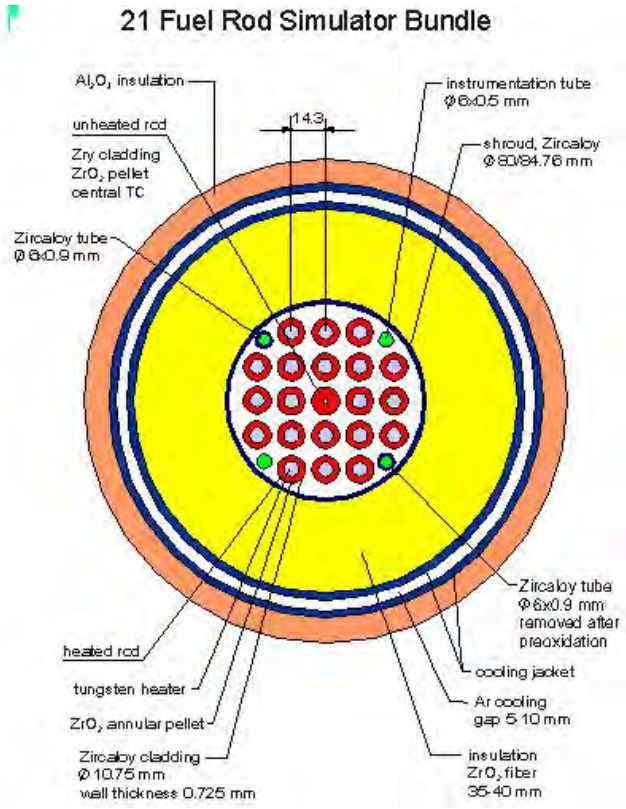


Abb. 2.1-4: QUENCH: Querschnitt des Testbündels

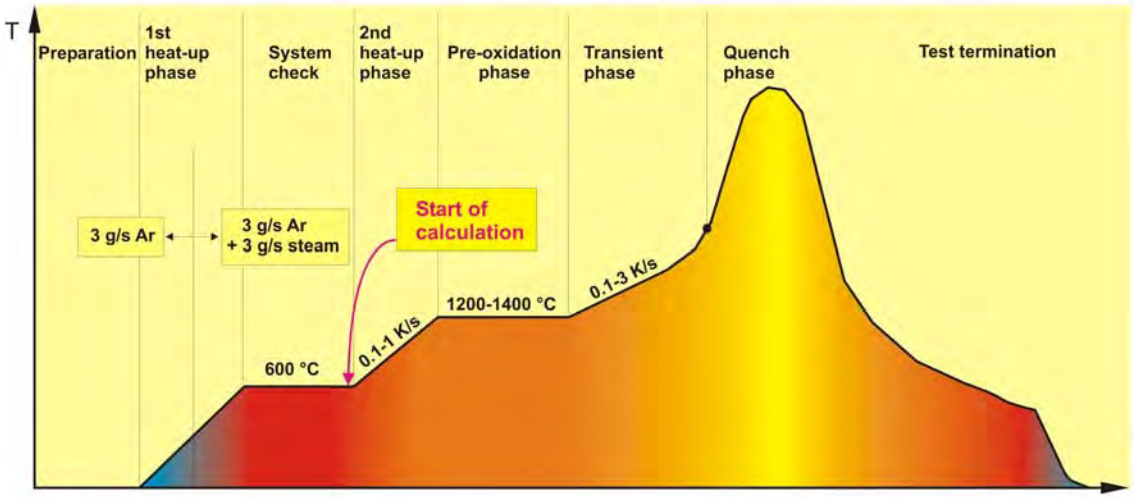


Abb. 2.1-5: QUENCH: Versuchsablauf

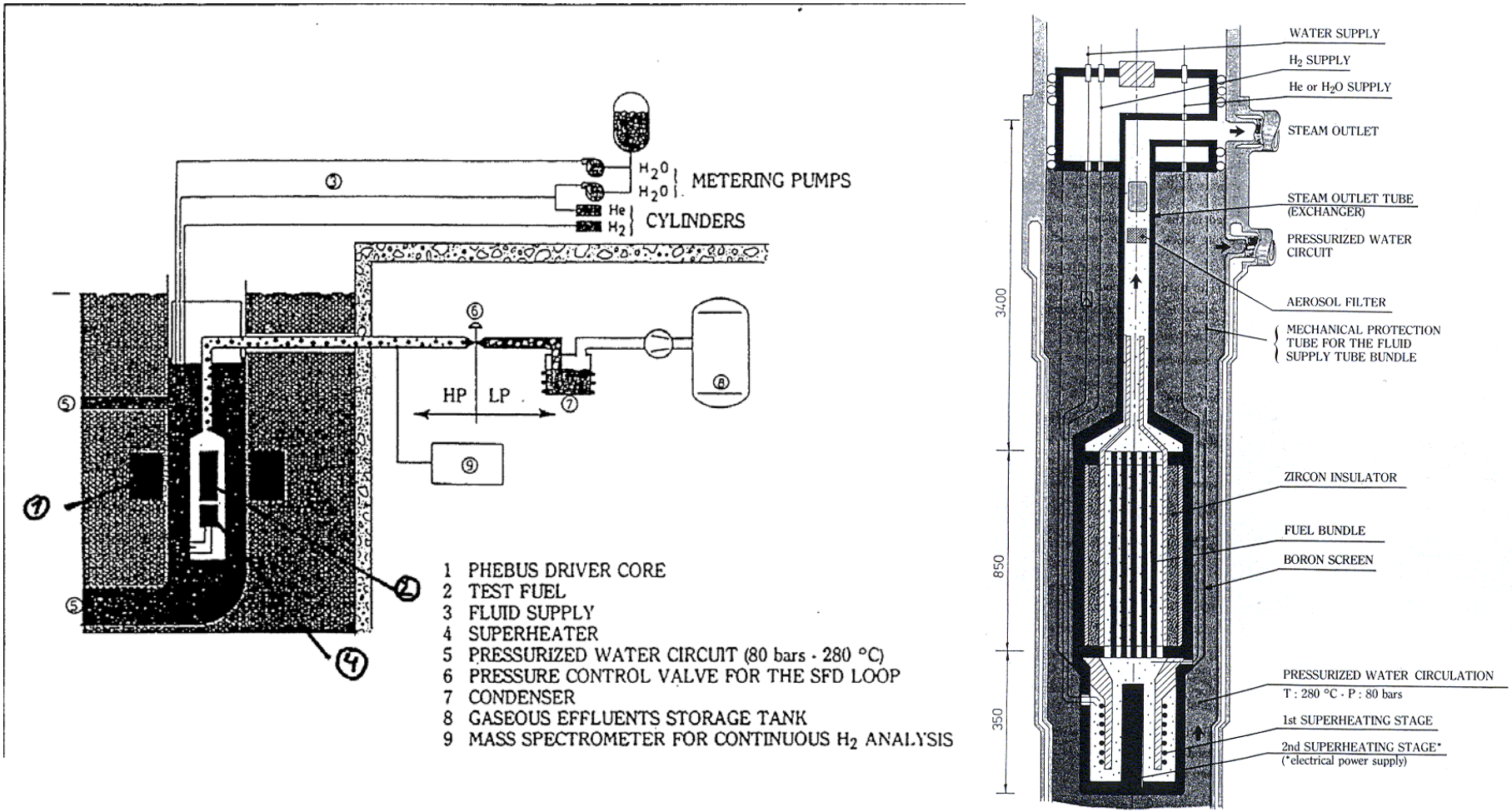
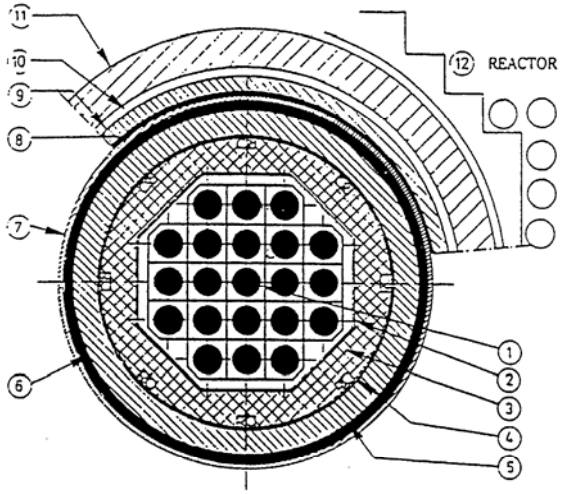


Abb. 2.2-1: PHEBUS SFD: Schema der Versuchsanlage mit Längsschnitt der Teststrecke



		DESIGNATION (materials)	Int. radius (mm)	Ext. radius (mm)	Thickness (mm)
Test device pressurized water loop	1	21 pins test bundle : UO_2, Zr			
	2	Octogonal tube : Zircaloy	34.75	35.35	0.6
	3	Thermal insulation : porous ZrO_2	35.35	45.5	
	4	Dense zirconia flame sprayed layer	46.5	48.	1.5
	5	Test device tube : stainless steel	48.	56.	8.
	6	Pressurized water : - H_2O, 80 bar, 260°C	56.	59.25	3.25
	7	Neutronic screen : boron steel	59.25	60.75	1.5
	8	Pressurized water : - H_2O, 80 bar, 260°C	60.75	62.	1.25
Cell in pile	9	Inconel pressure tube	62.	67.	
	10	Vacuum	67.	70.	3.
	11	Zircaloy safety tube	70.	82.	12.
Reactor	12				

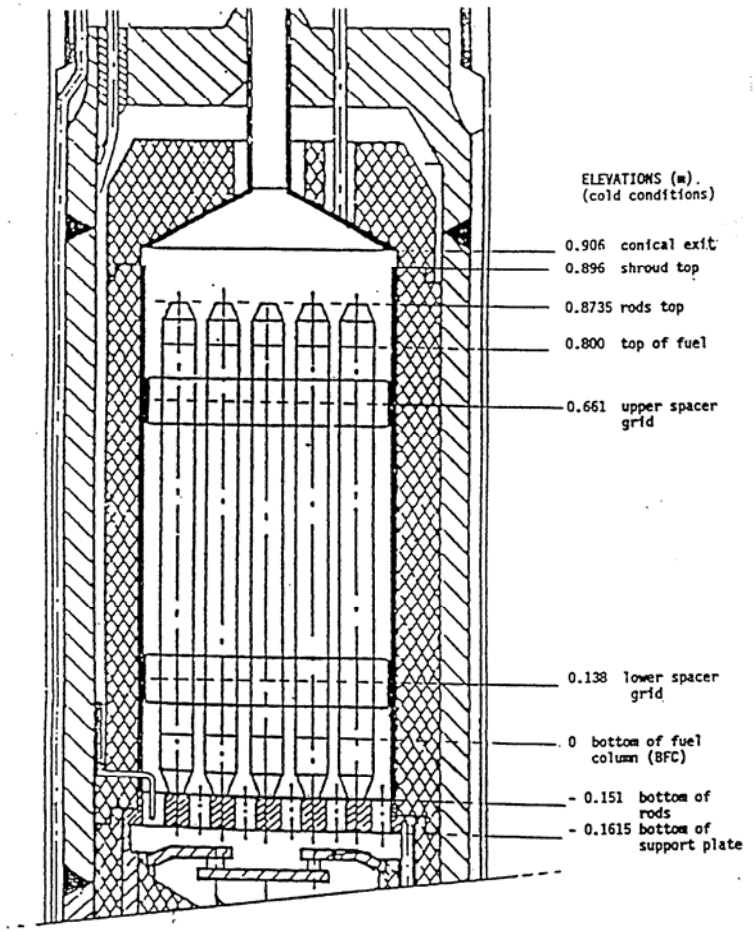


Abb. 2.2-2: PHEBUS SFD: Quer- und Längsschnitt des Testbündels

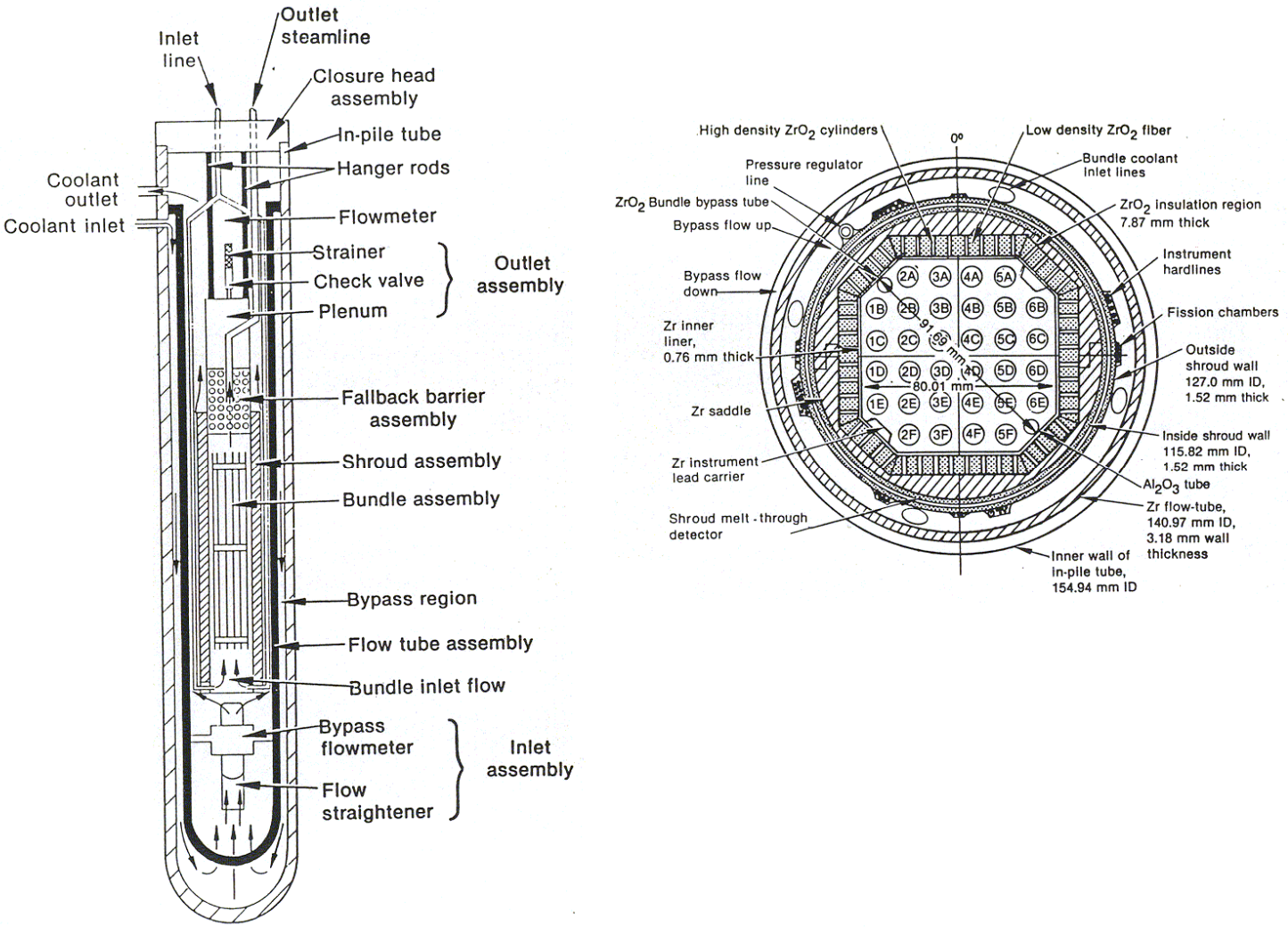


Abb. 2.3-1: PBF-SFD: Längs- und Querschnitt des Testbündels

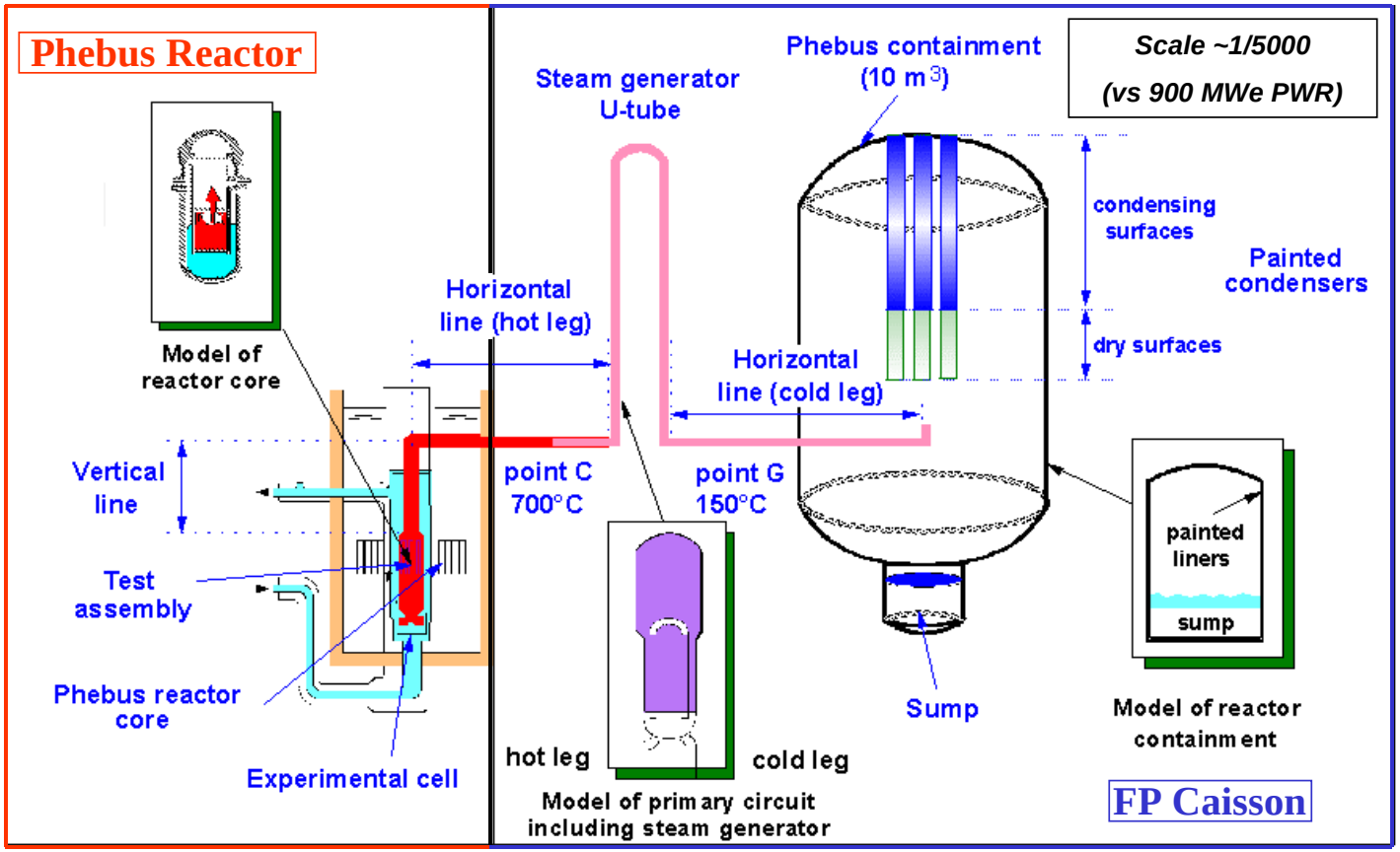


Abb. 2.4-1: PHEBUS FP: Schema der Versuchsanlage

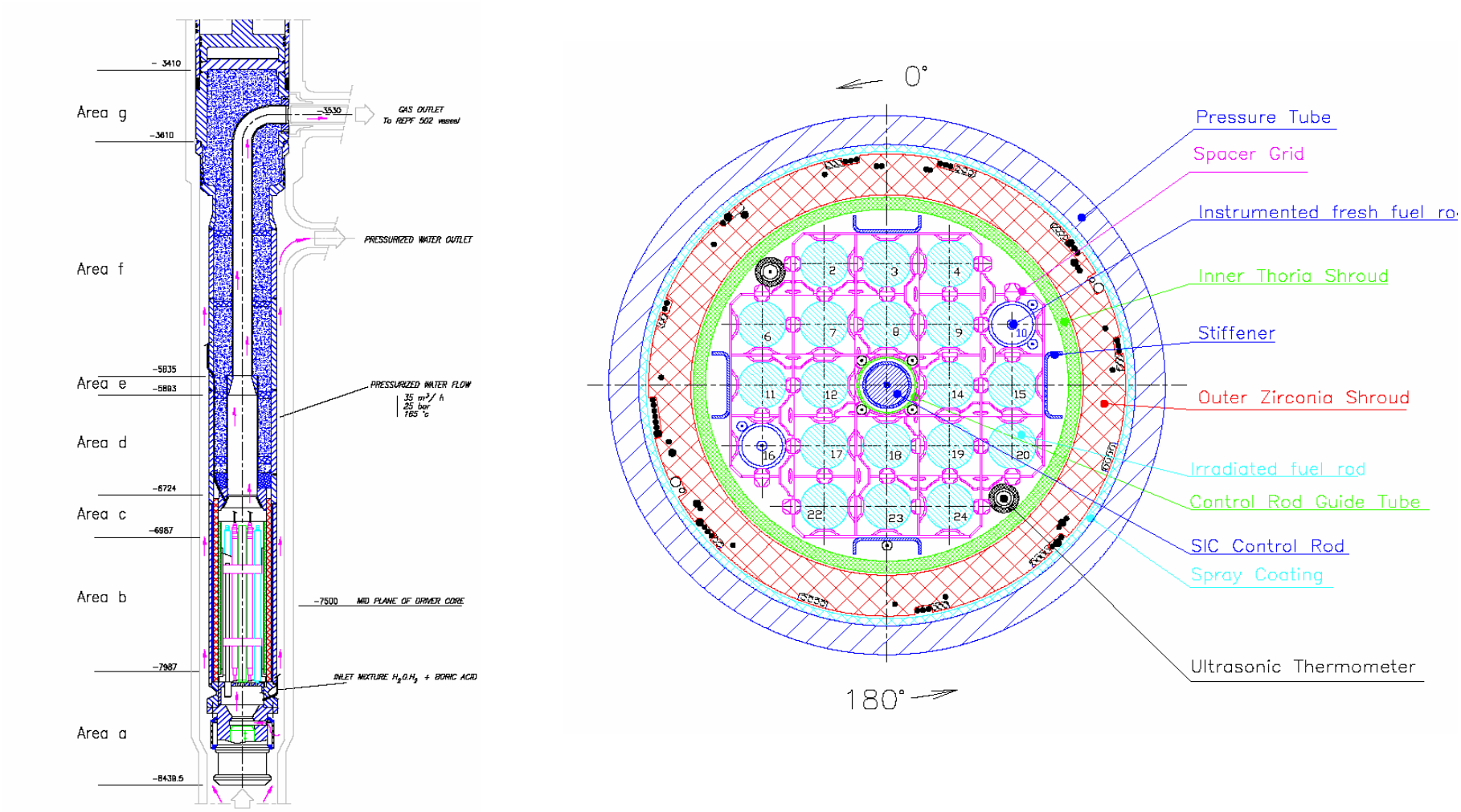


Abb. 2.4-2: PHEBUS FP: Längs- und Querschnitt des Brennstabbündels

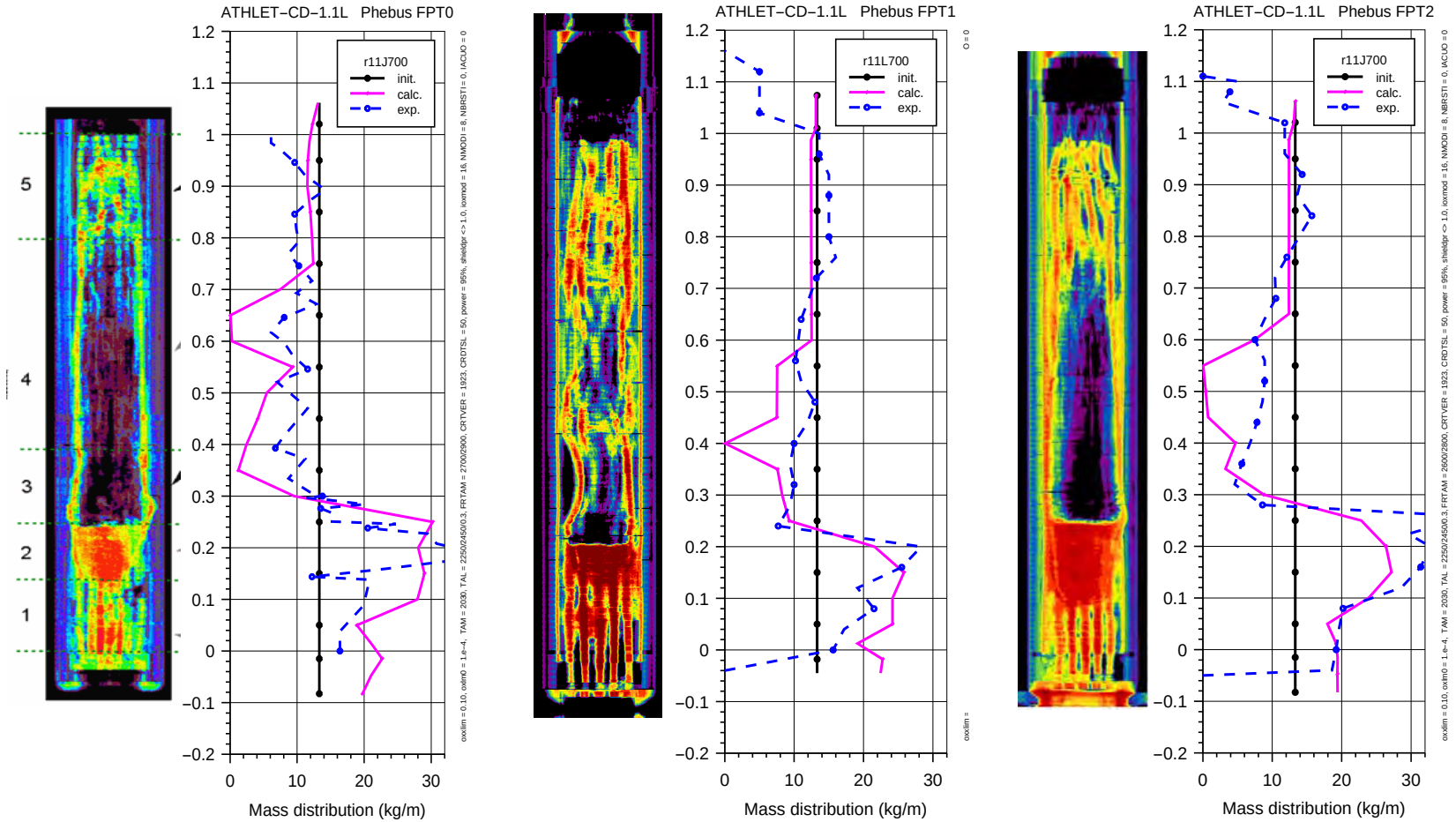


Abb. 2.4-3: PHEBUS FP: Tomographische Längsschnitte und Massenverteilung zu Versuchende von FPT0, FPT1 und FPT2

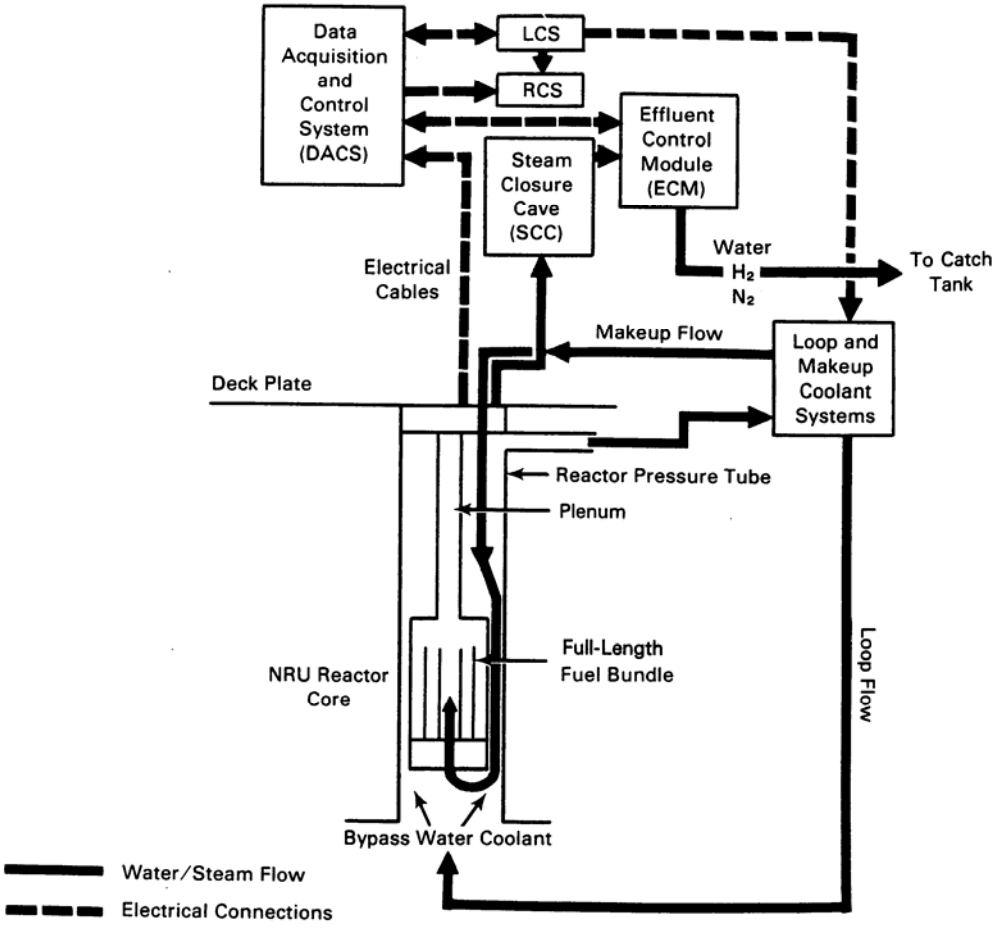


Abb. 2.5-1: FLHT: Schematische Darstellung der Teststrecke

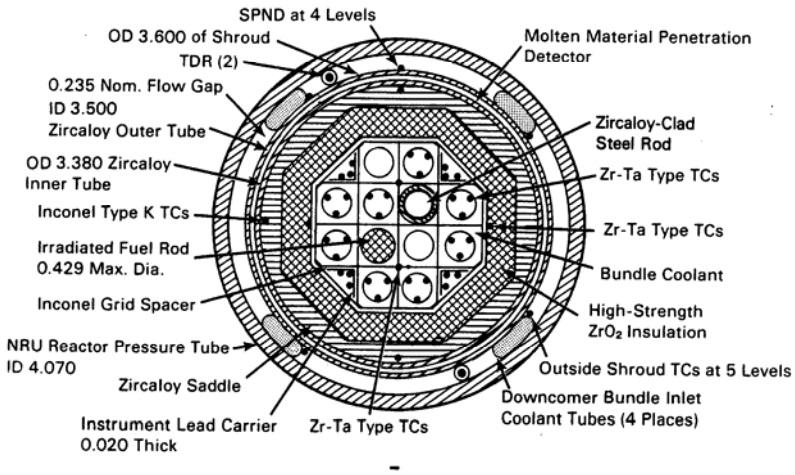


Abb. 2.5-2: FLHT: Querschnitt des Brennstabbündels mit dem Shroud

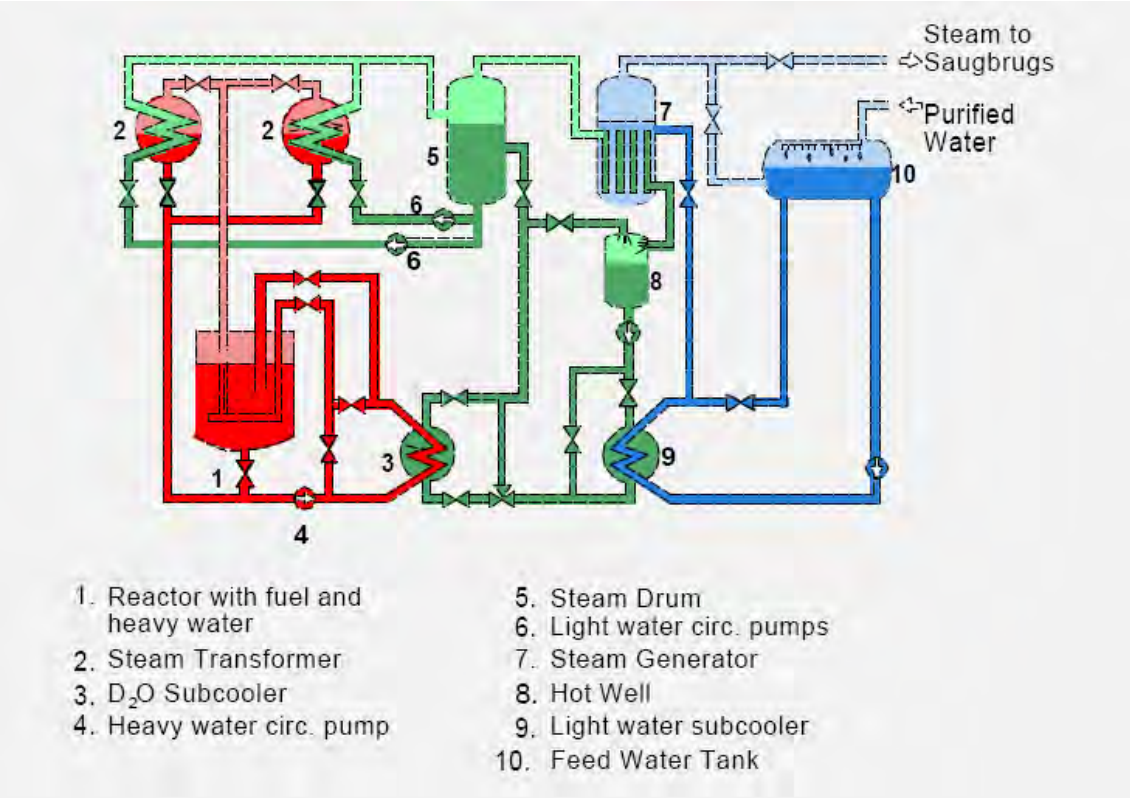


Abb. 2.6-1: Halden: Vereinfachte Systemdarstellung des HBWR

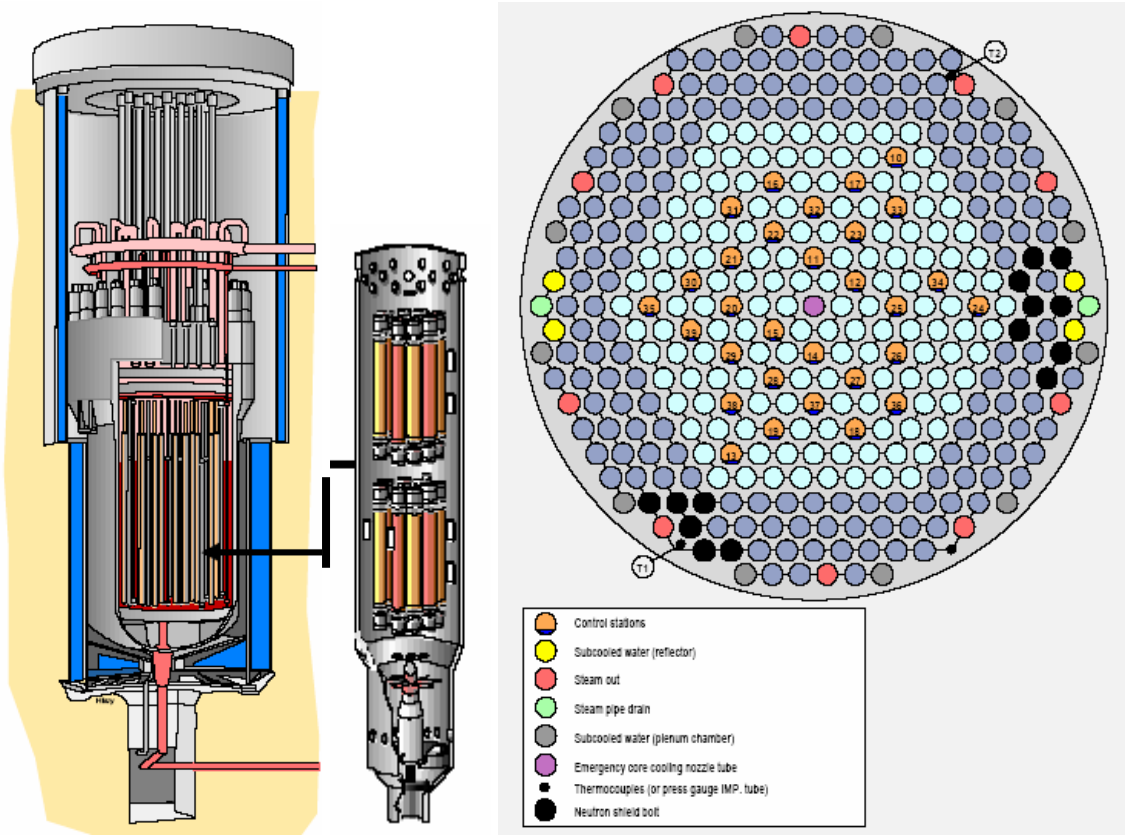


Abb. 2.6-2: Halden: Anordnung der Brennelemente

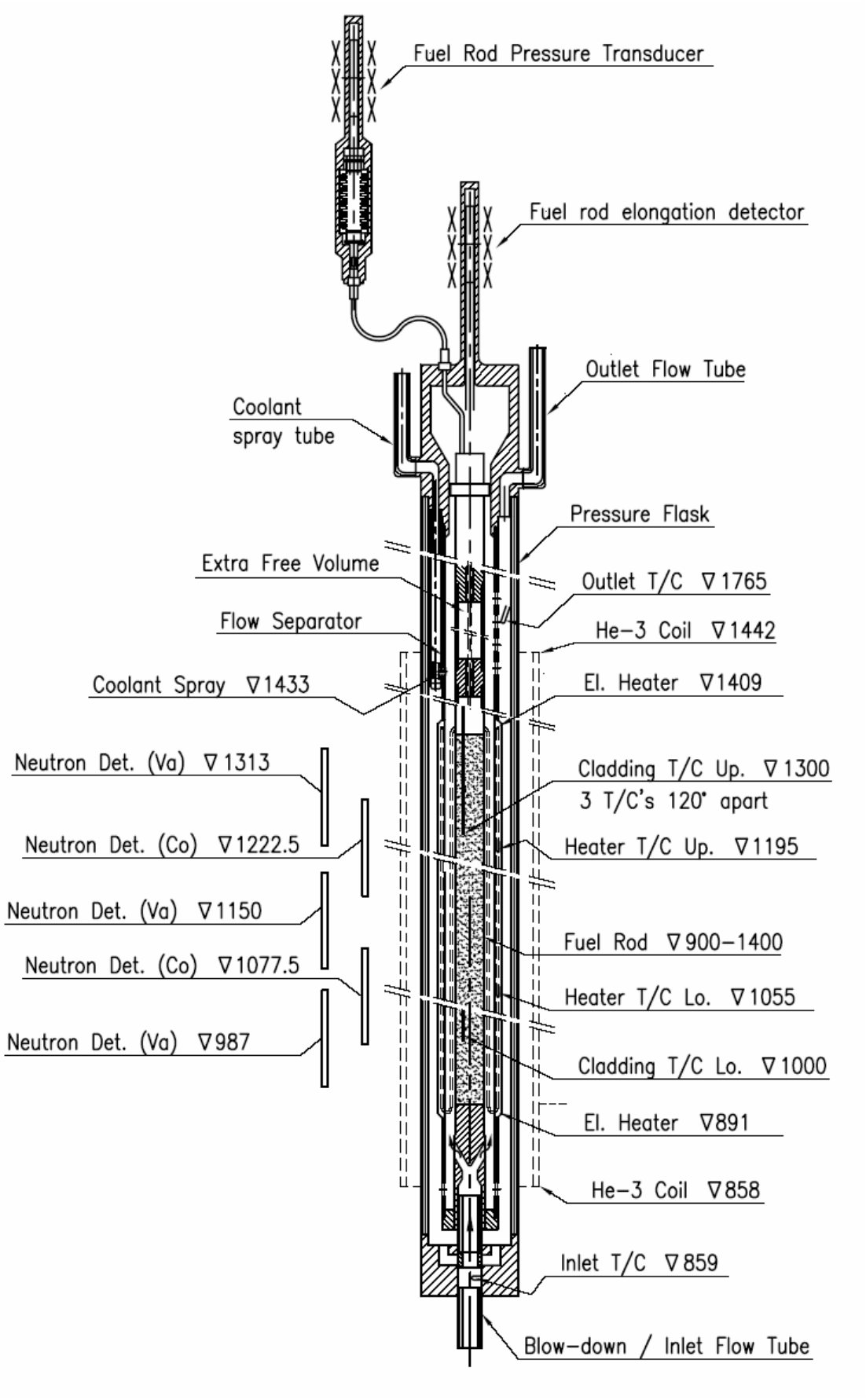


Abb. 2.6-3: Halden: Längsschnitt der Versuchskapsel für Test IFA-650.2

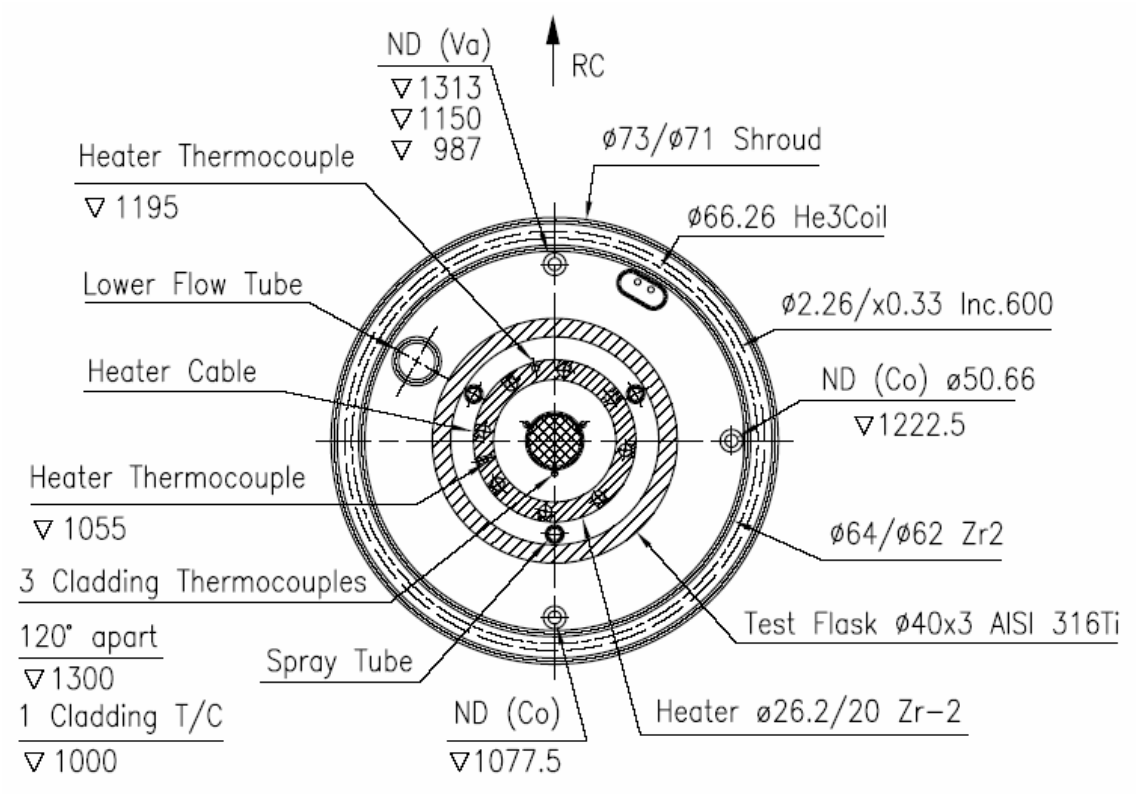


Abb. 2.6-4: Halden: Querschnitt der Versuchskapsel für Test IFA-650.2

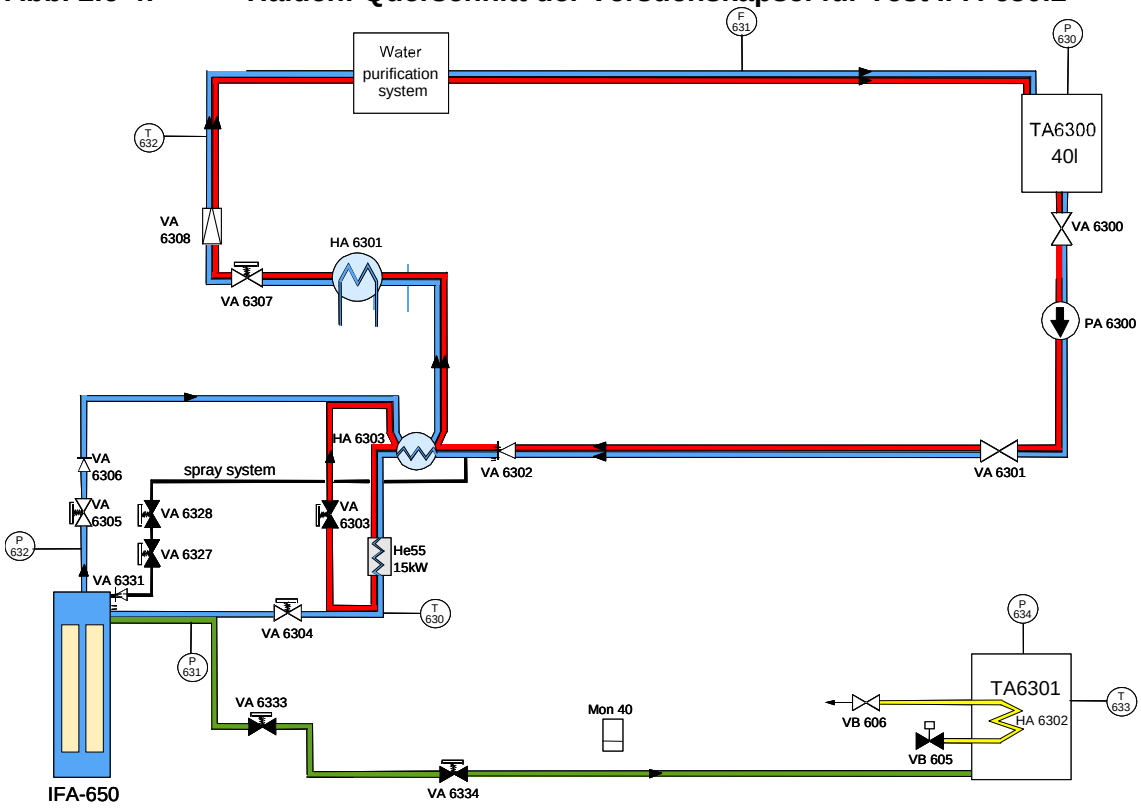


Abb. 2.6-5: Halden: Schematische Darstellung der Versuchseinrichtung

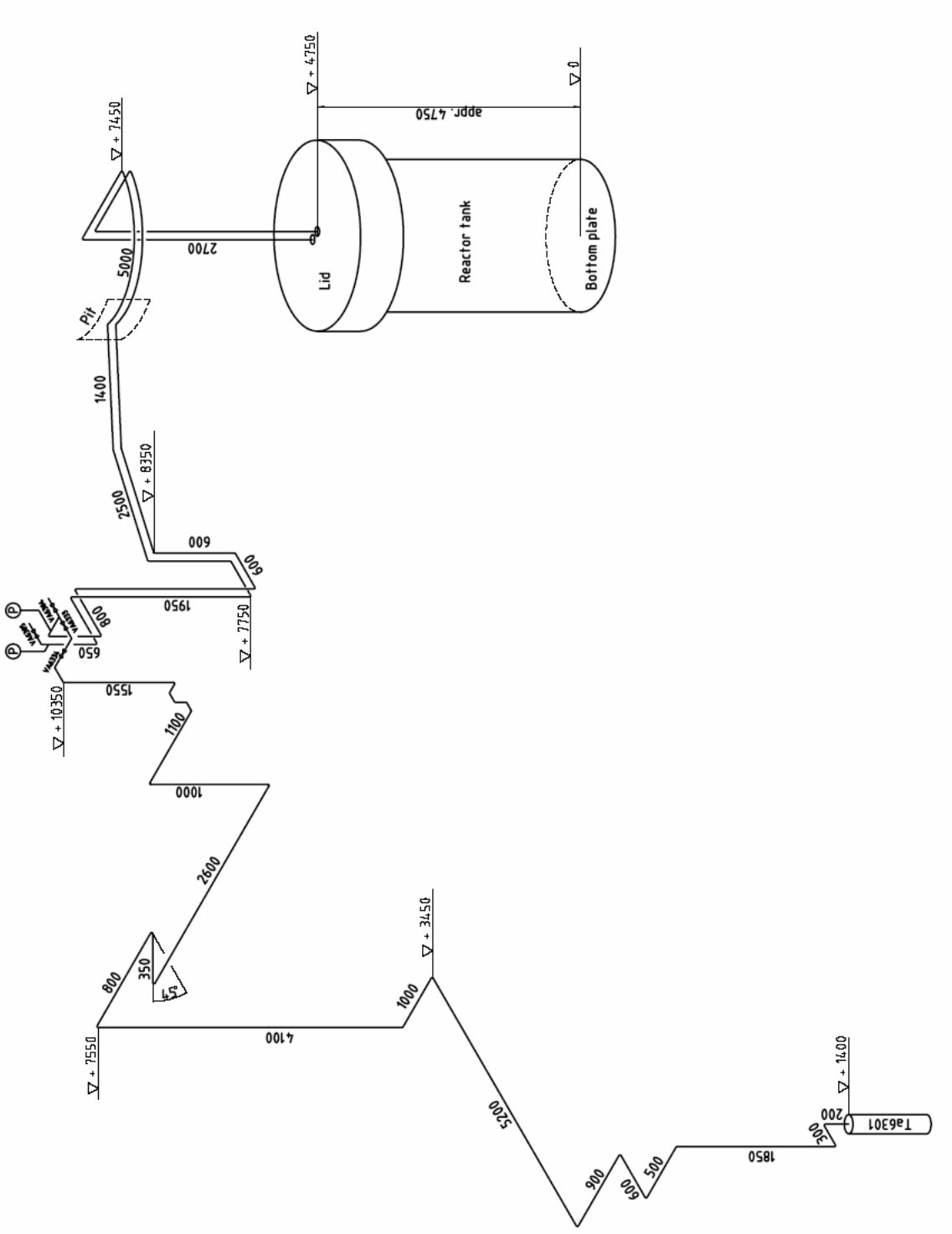


Abb. 2.6-6: Halden: Isometrie der Kühlmittelleitungen und der Abblaseleitung

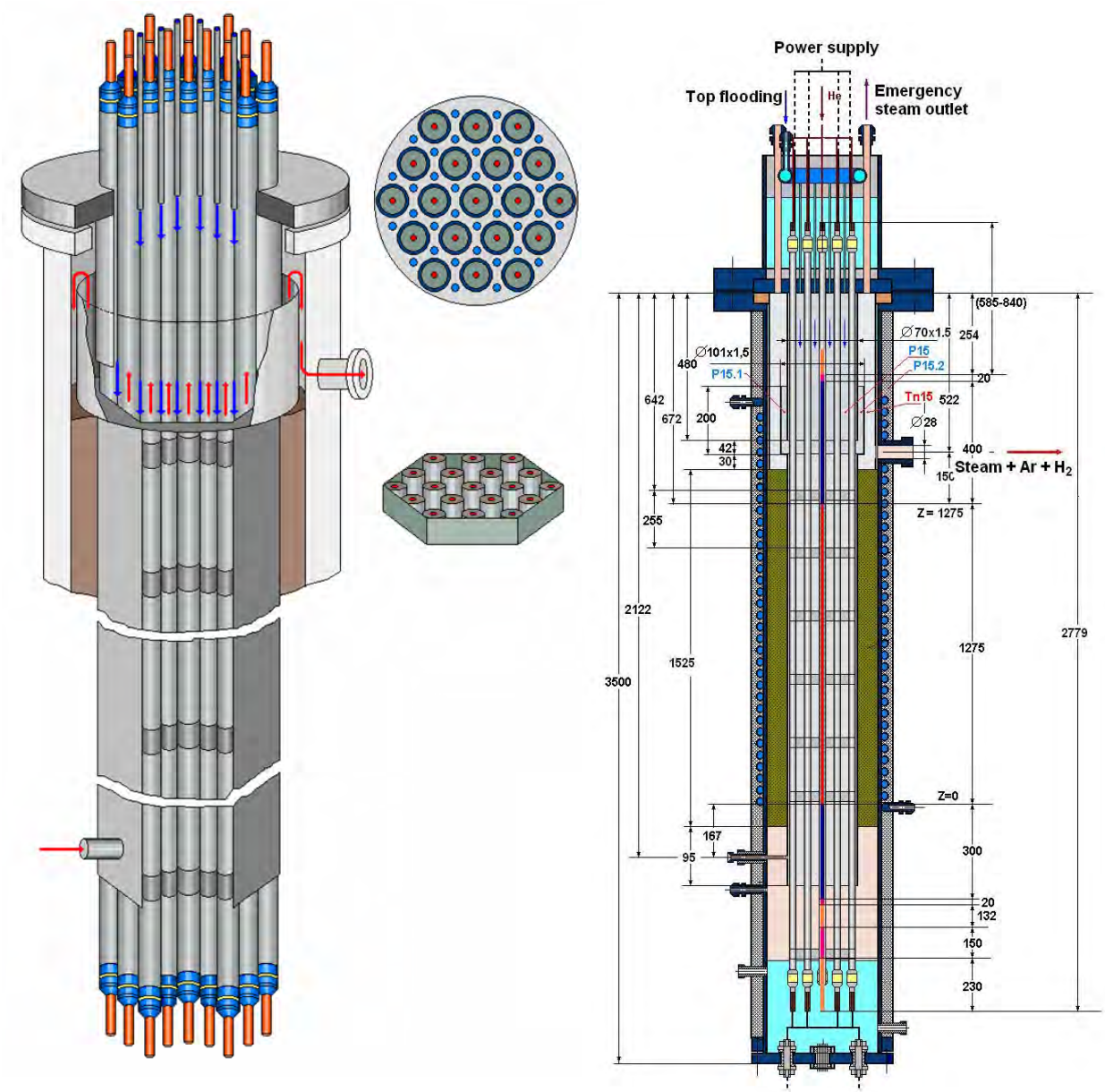


Abb. 2.7-1: SF1: General view of the test section /YUD 06/

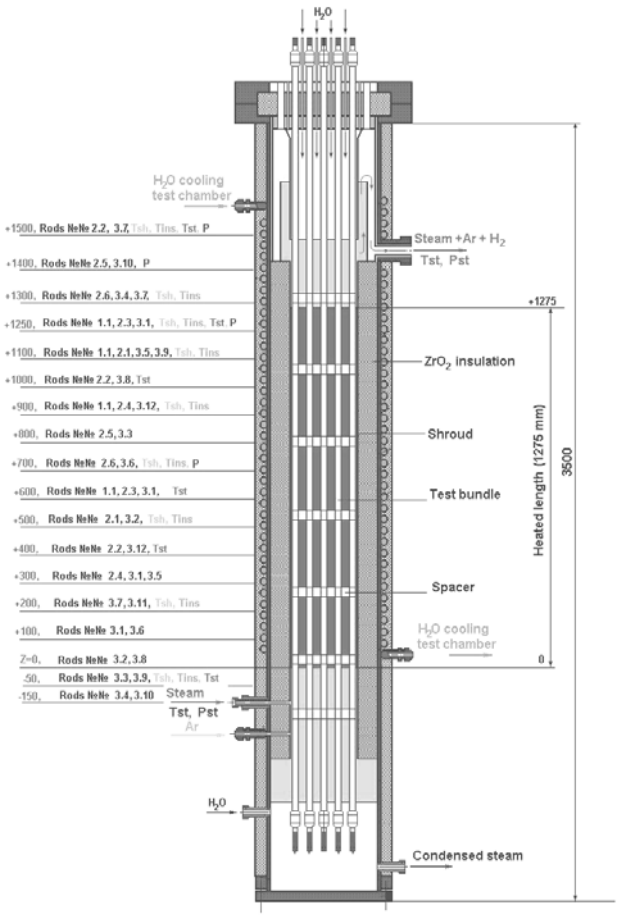


Abb. 2.7-2: SF1: Central part of the PARAMETER facility /YUD 06/

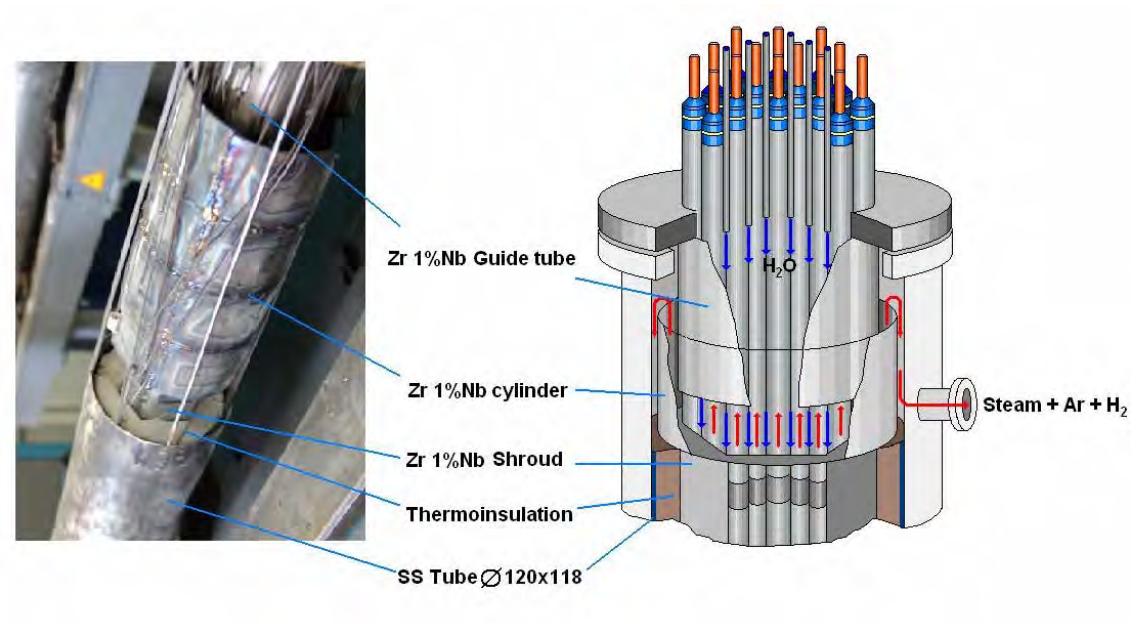


Abb. 2.7-3: SF1: Details of the top of the bundle /YUD 06a/

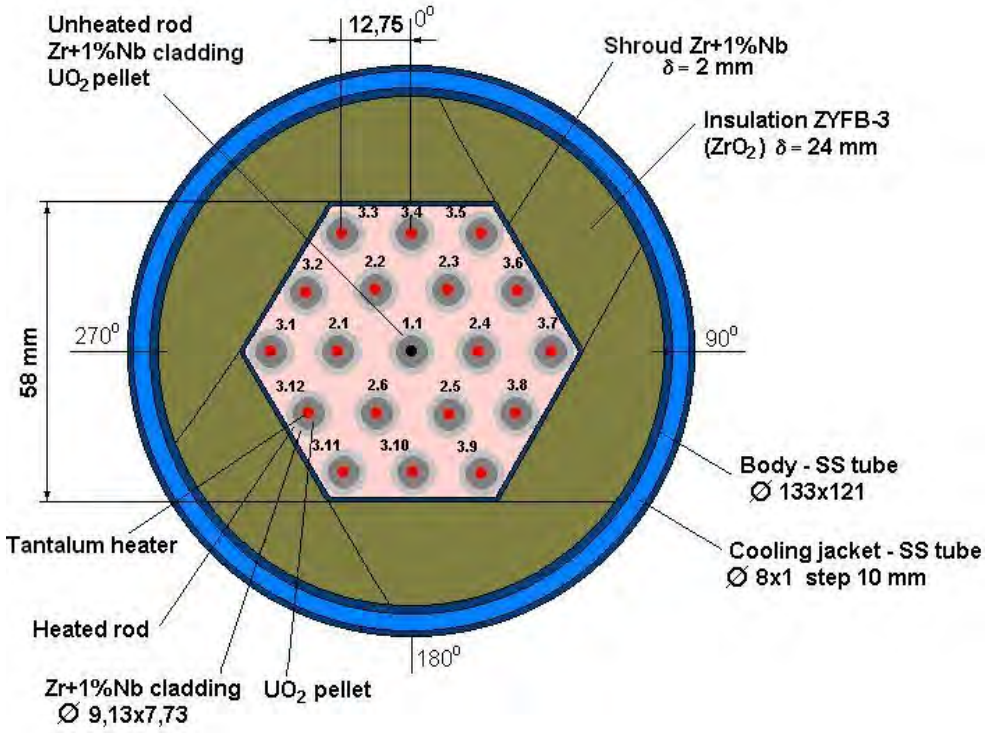


Abb. 2.7-4: SF1: Cross section area of the test bundle /YUD 06/

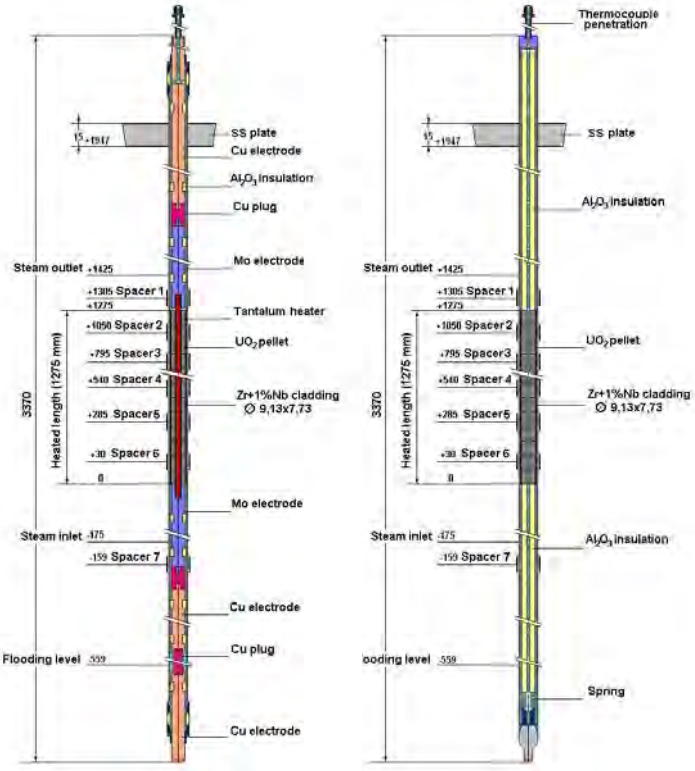


Abb. 2.7-5: SF1: Fuel rod simulators: heated and unheated rod /YUD 06/

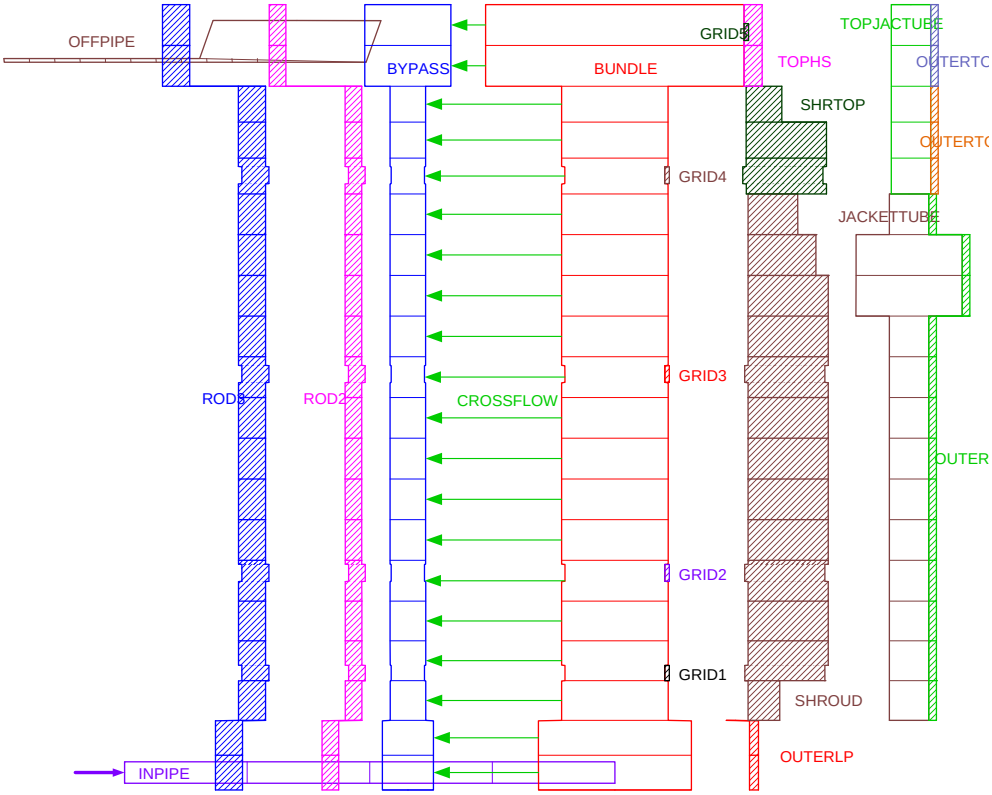


Abb. 4.1-1: QUENCH-07: Nodalisierung der QUENCH-Teststrecke

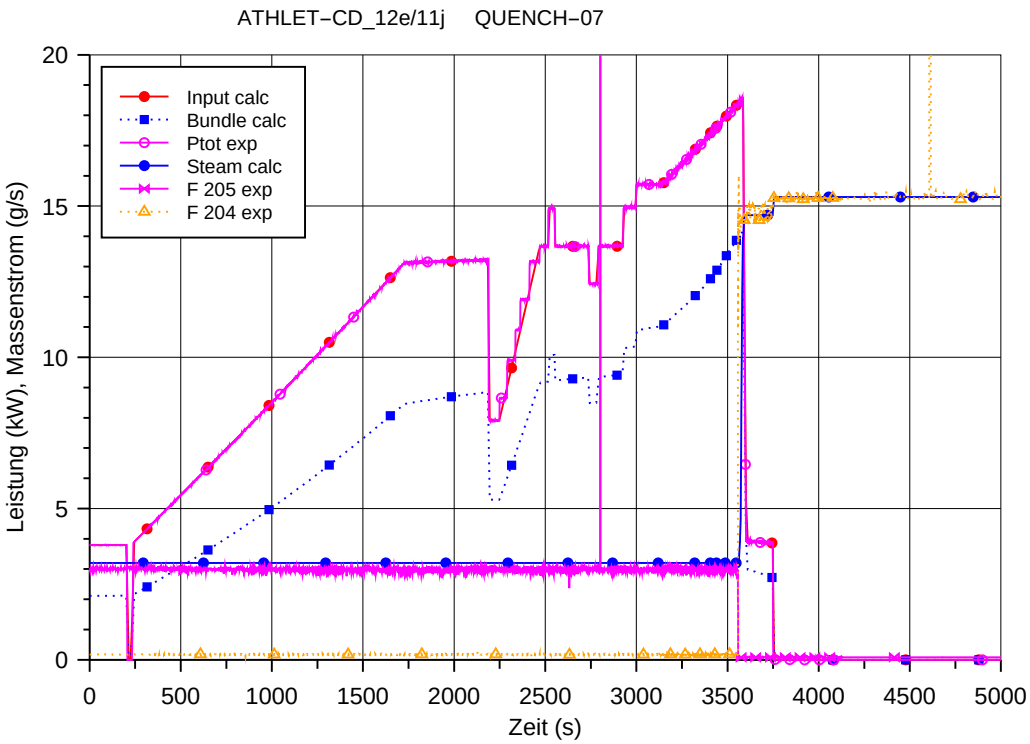


Abb. 4.1-2: QUENCH-07: Bündelleistung und Dampfeinspeisung

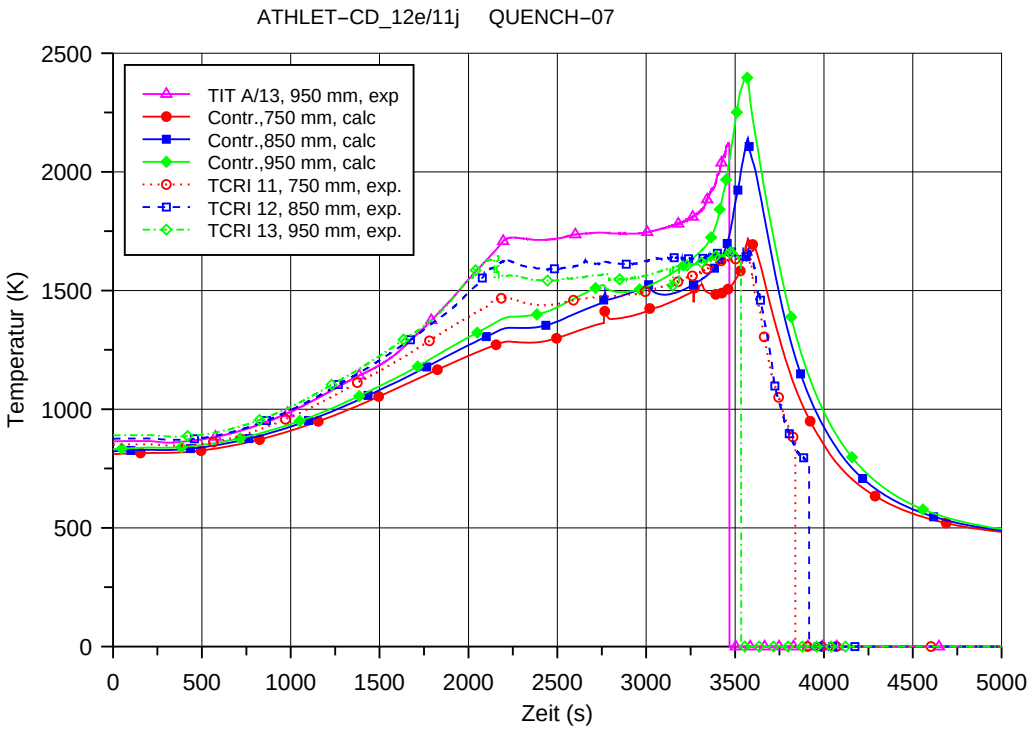


Abb. 4.1-3: QUENCH-07: Temperatur des Absorberstabs bei 750/850/950 mm, Eckstab (A)

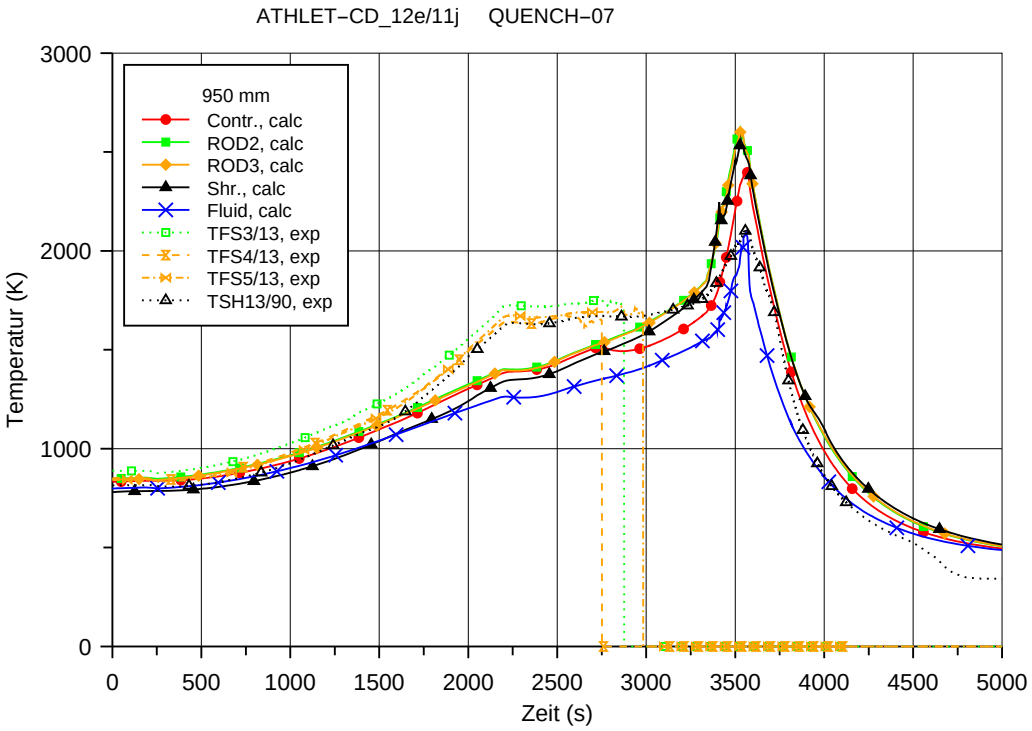


Abb. 4.1-4: QUENCH-07: Temperatur bei 950 mm

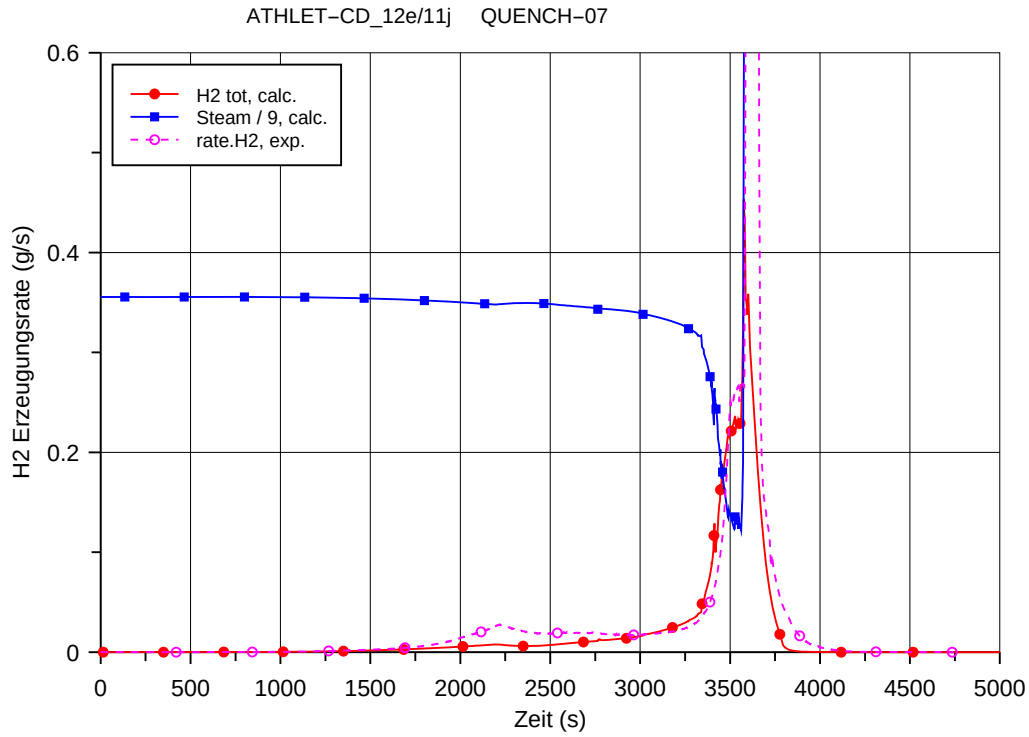


Abb. 4.1-5: QUENCH-07: H_2 – Erzeugungsrate

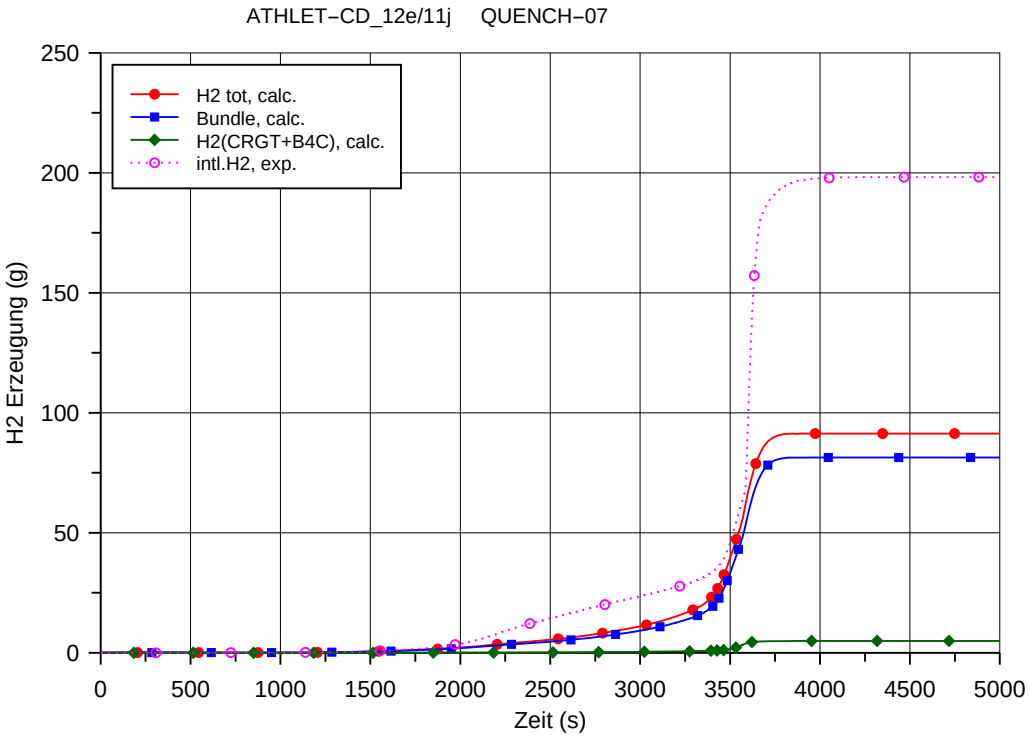


Abb. 4.1-6: QUENCH-07: H_2 – Erzeugung

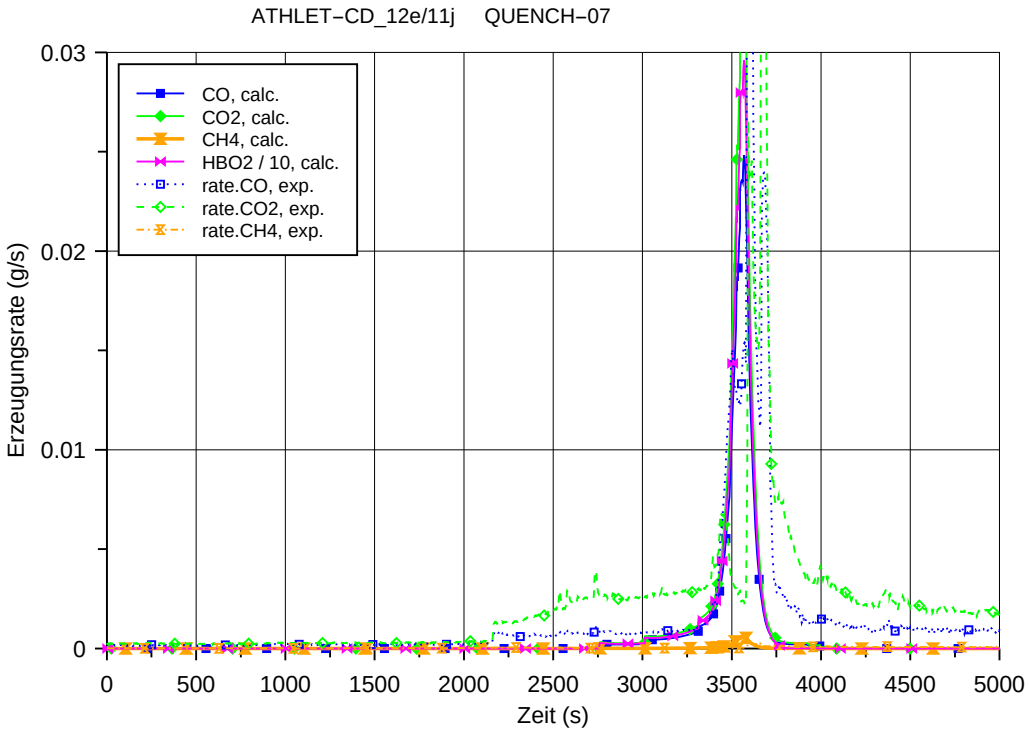


Abb. 4.1-7: QUENCH-07: B_4C Oxidation, Erzeugungsraten

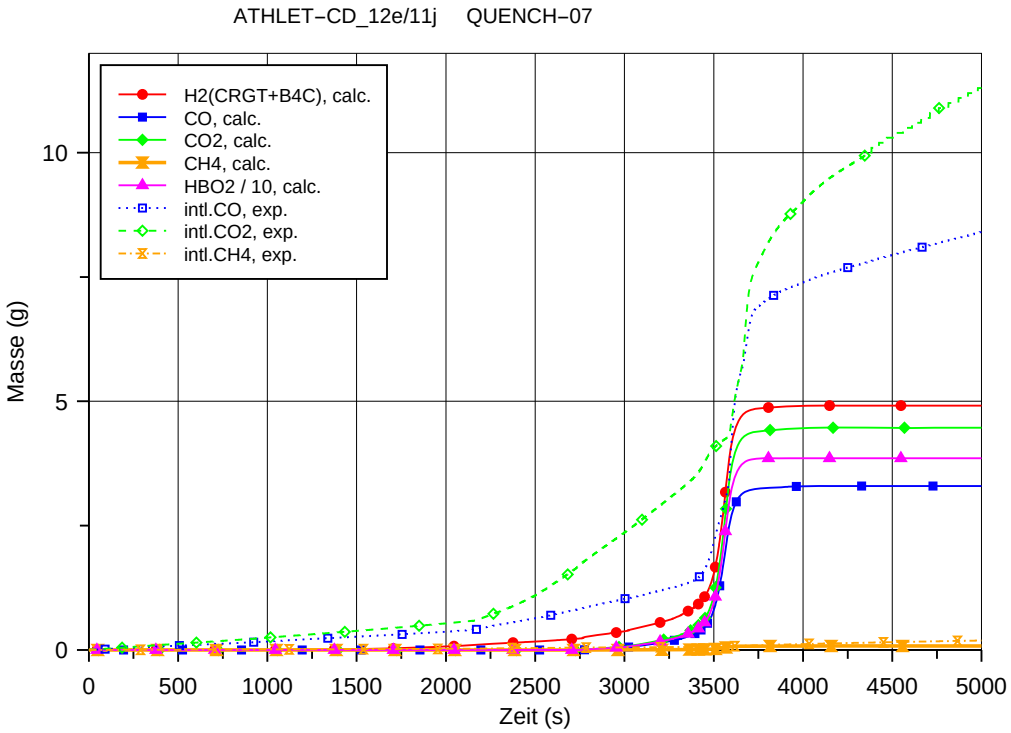
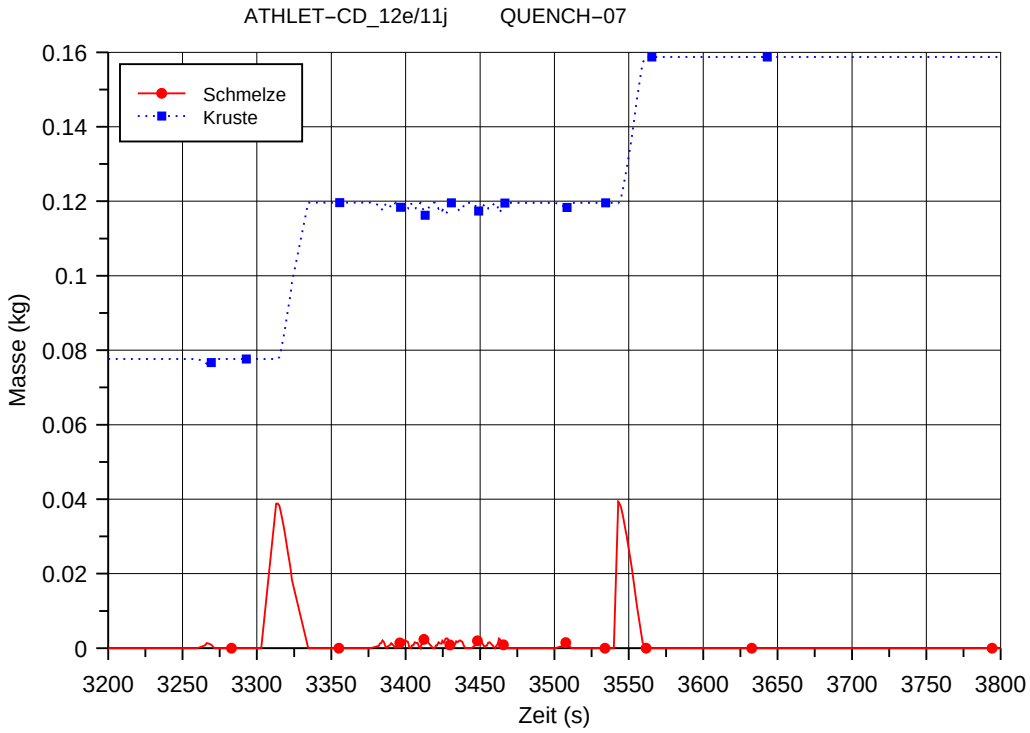
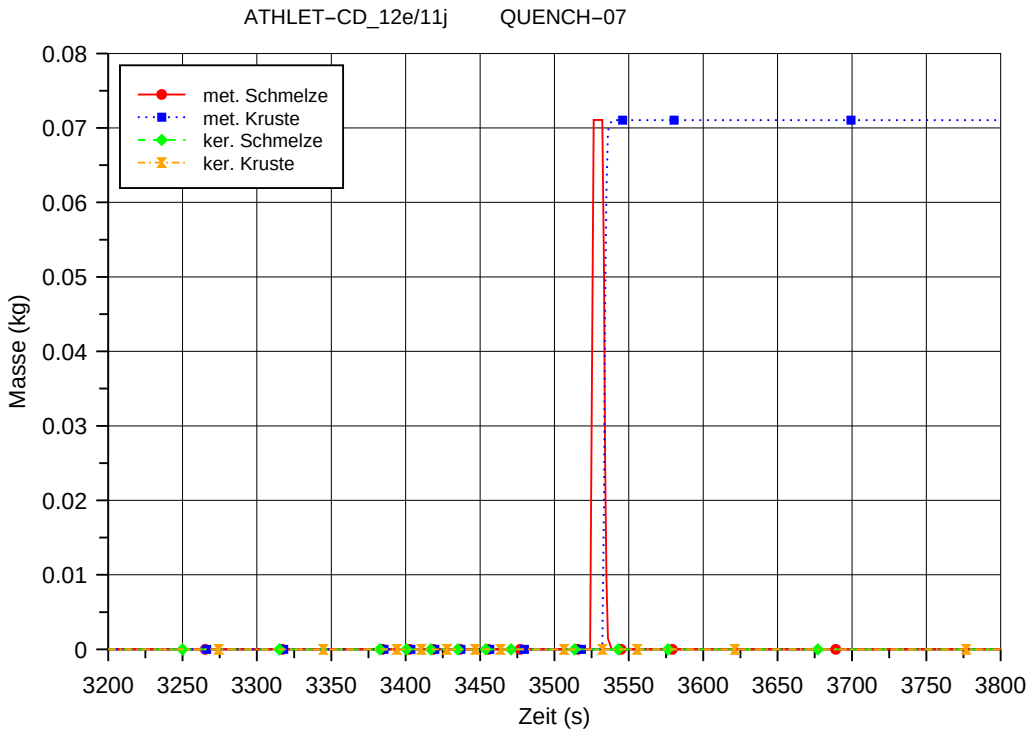


Abb. 4.1-8: QUENCH-07: B_4C Oxidation, erzeugte Gasmassen



Massen Schmelze/Kruste des Absorberstabs



Massen metallischer/keramischer Schmelze/Kruste der Brennstäbe

Abb. 4.1-9: QUENCH-07: Massen met. und keramischer Schmelze

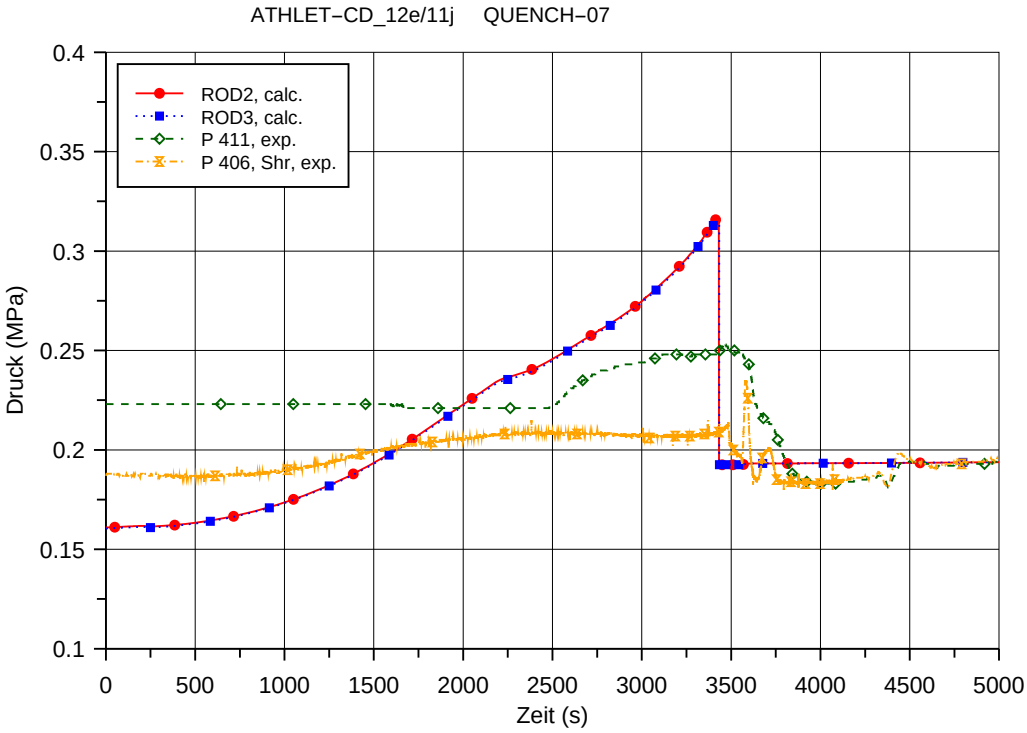


Abb. 4.1-10: QUENCH-07: Brennstab – Innendruck, Druck im Spalt vom Shroud

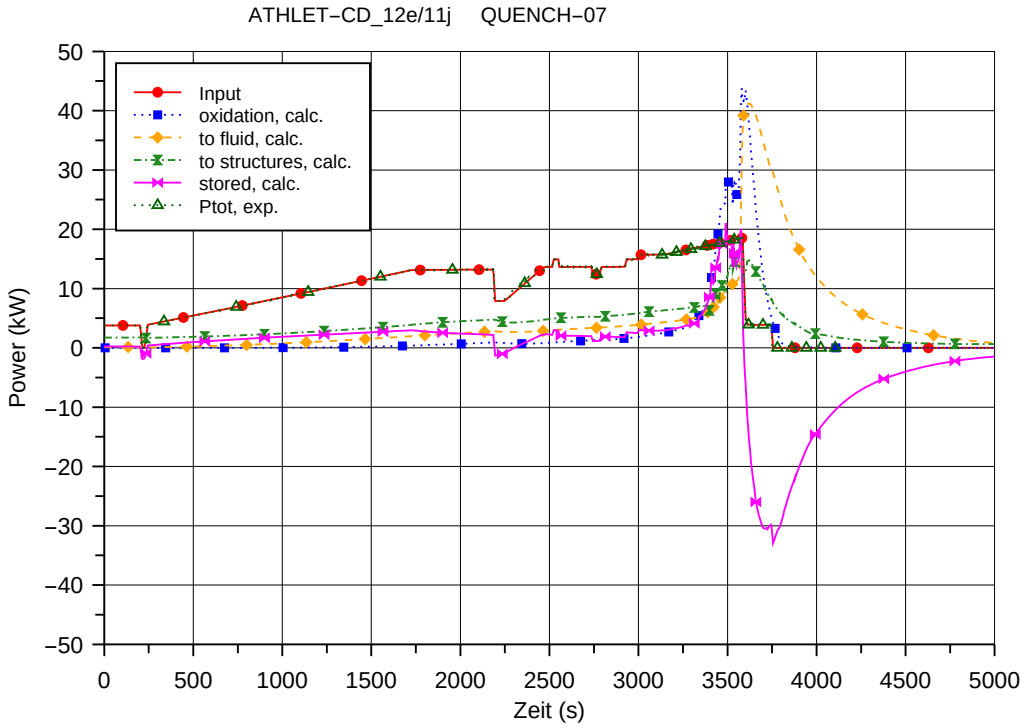


Abb. 4.1-11: QUENCH-07: Energiebilanz

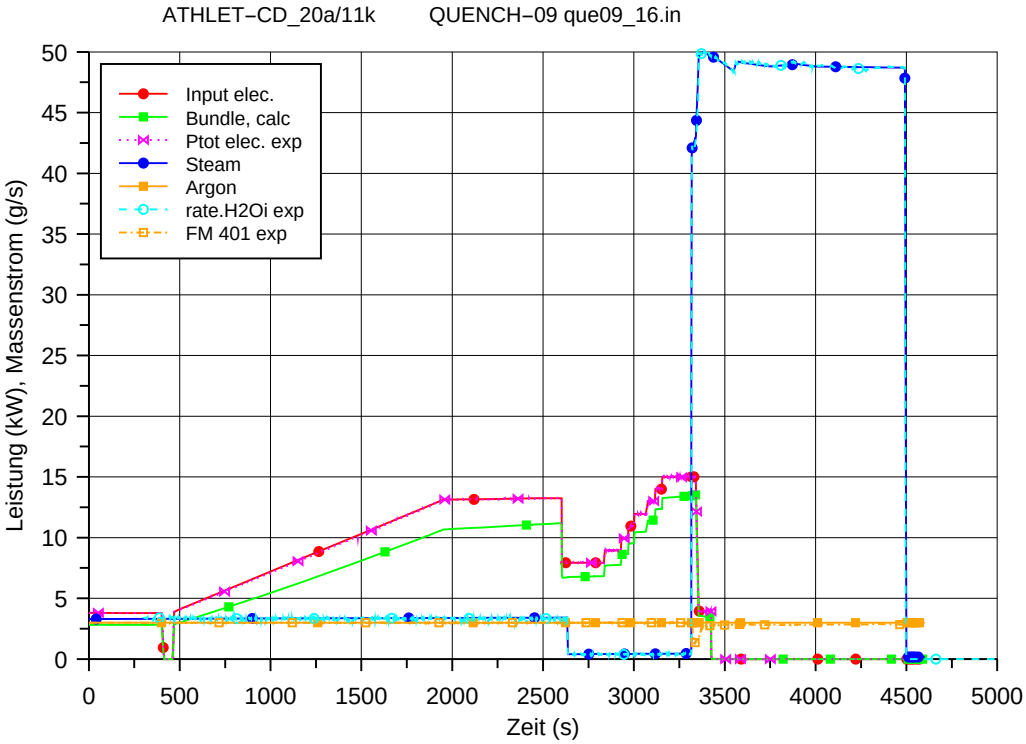
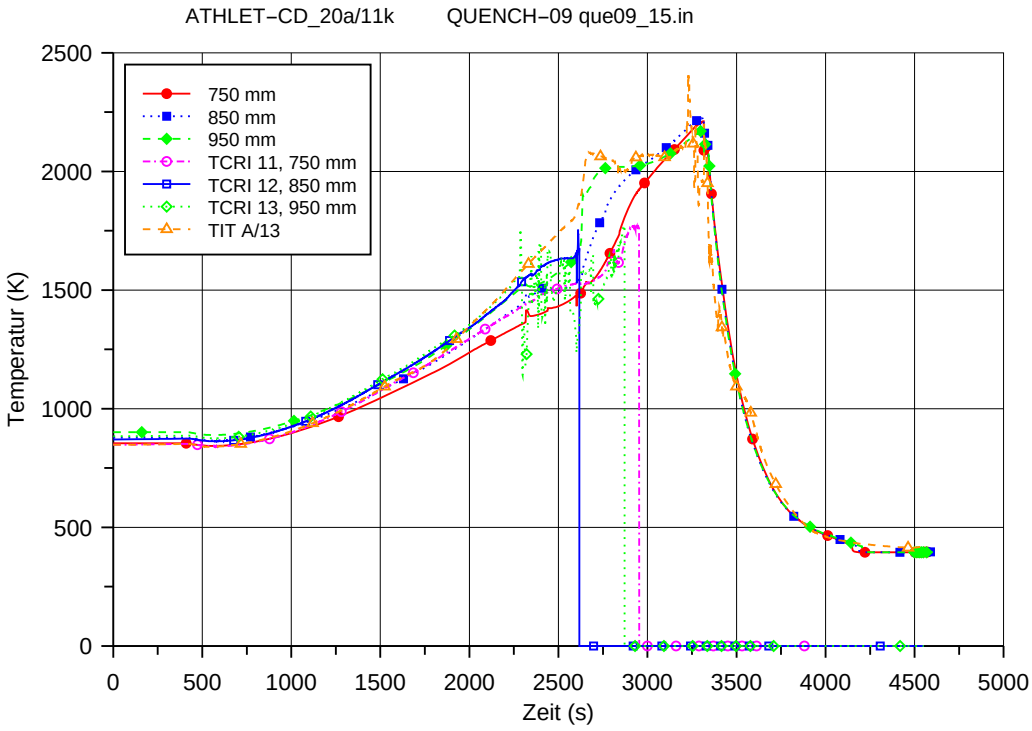
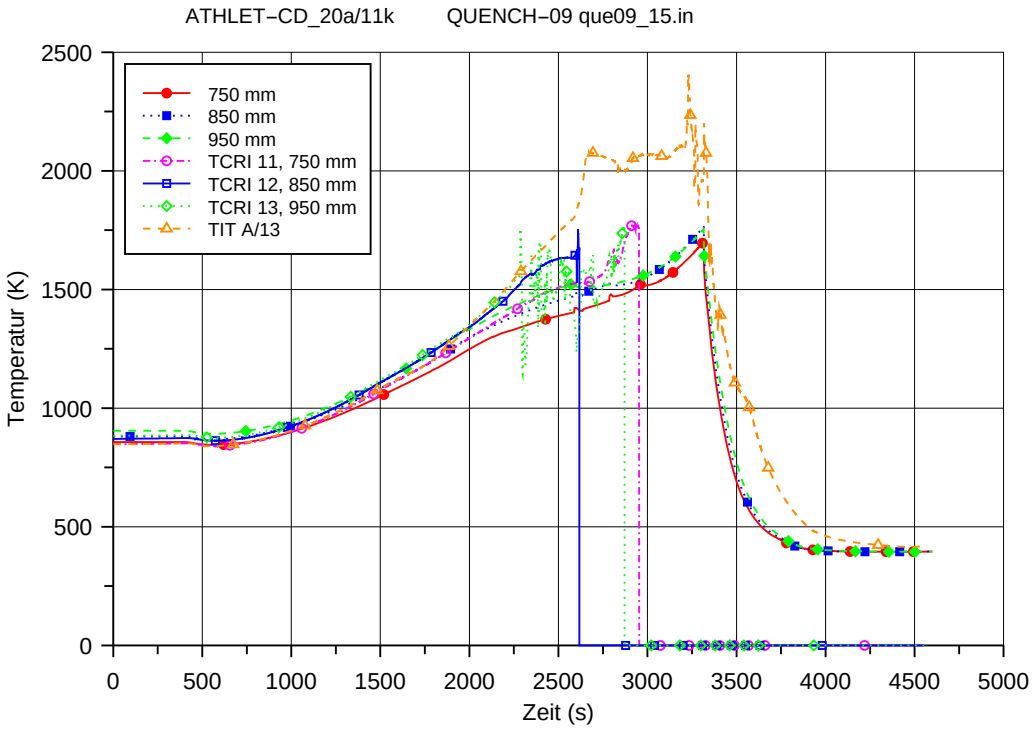


Abb. 4.2-1: QUENCH-09: Bündelleistung



Temp. des Absorberstabs bei 750/850/950 mm (Verdi/BOX)



Temp. des Absorberstabs bei 750/850/950 mm (Steinbrück)

Abb. 4.2-2: QUENCH-09: Temp. des Absorberstabs: ref. case – low oxid

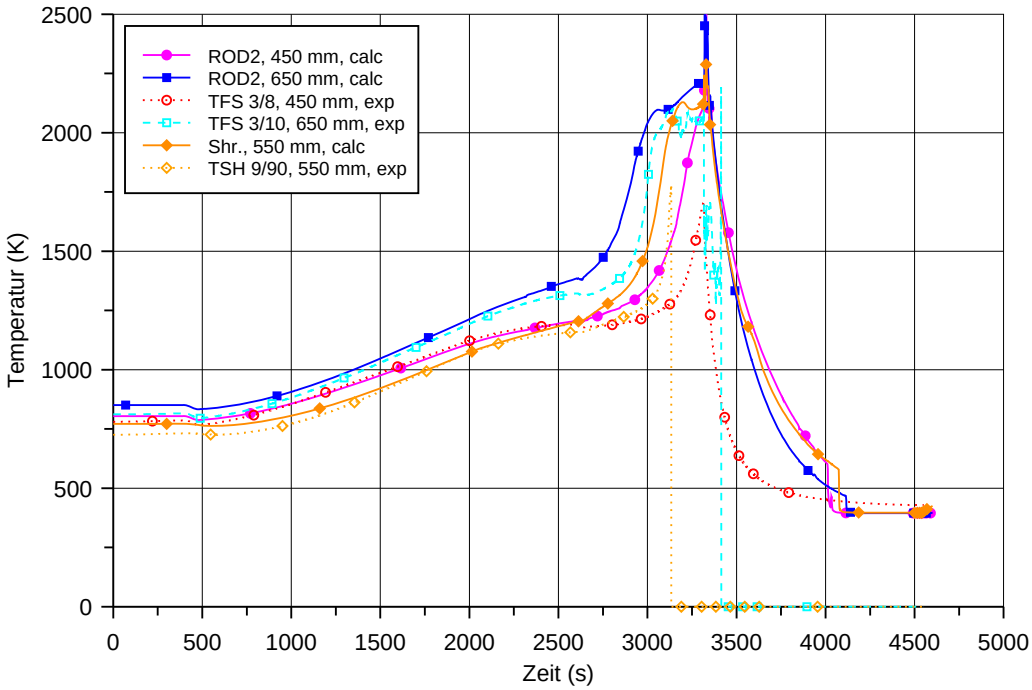


Abb. 4.2-3: QUENCH-09: Temperaturverläufe im mittleren Bereich des Bündels bei 450 mm, 650 mm („RC case“)

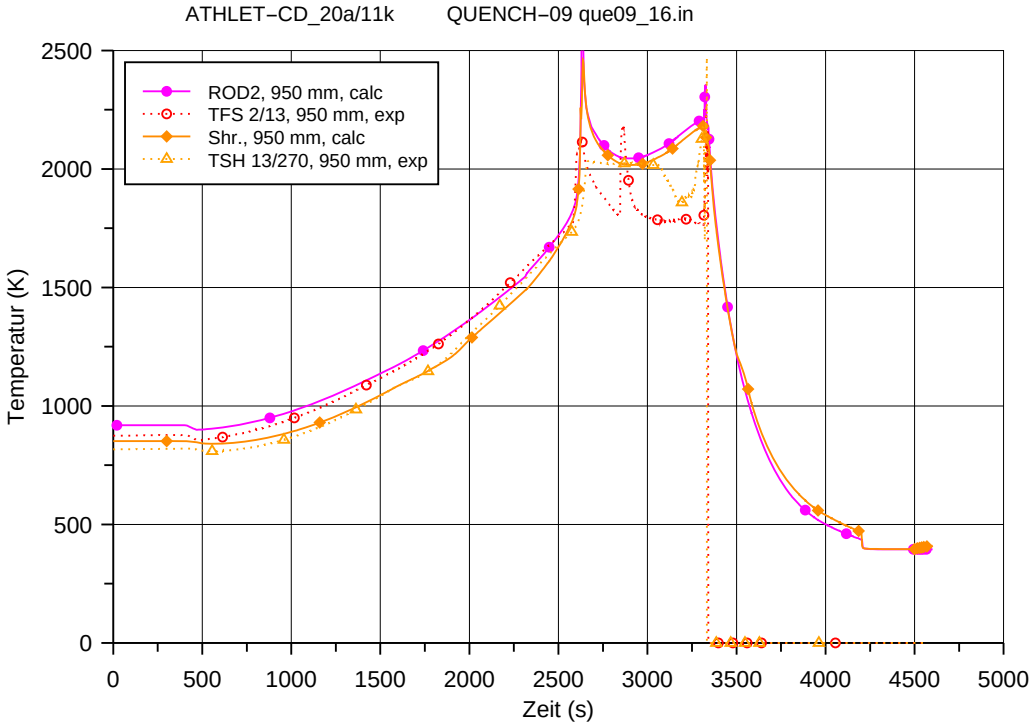


Abb. 4.2-4: QUENCH-09: Temperaturverläufe im oberen Bereich des Bündels bei 950 mm („RC case“)

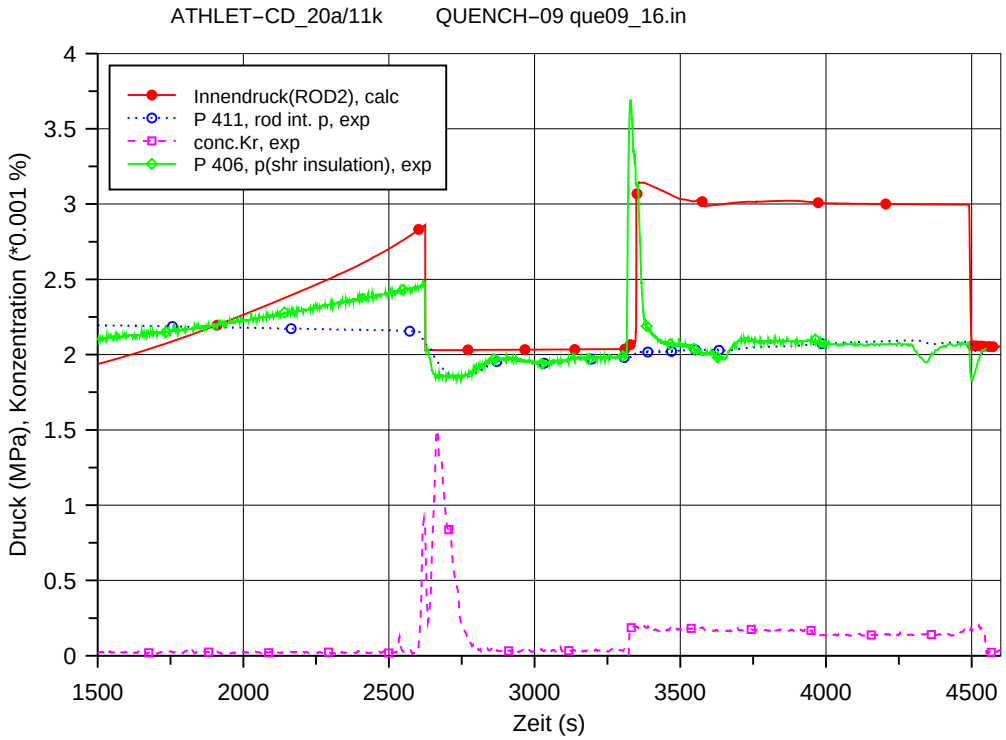
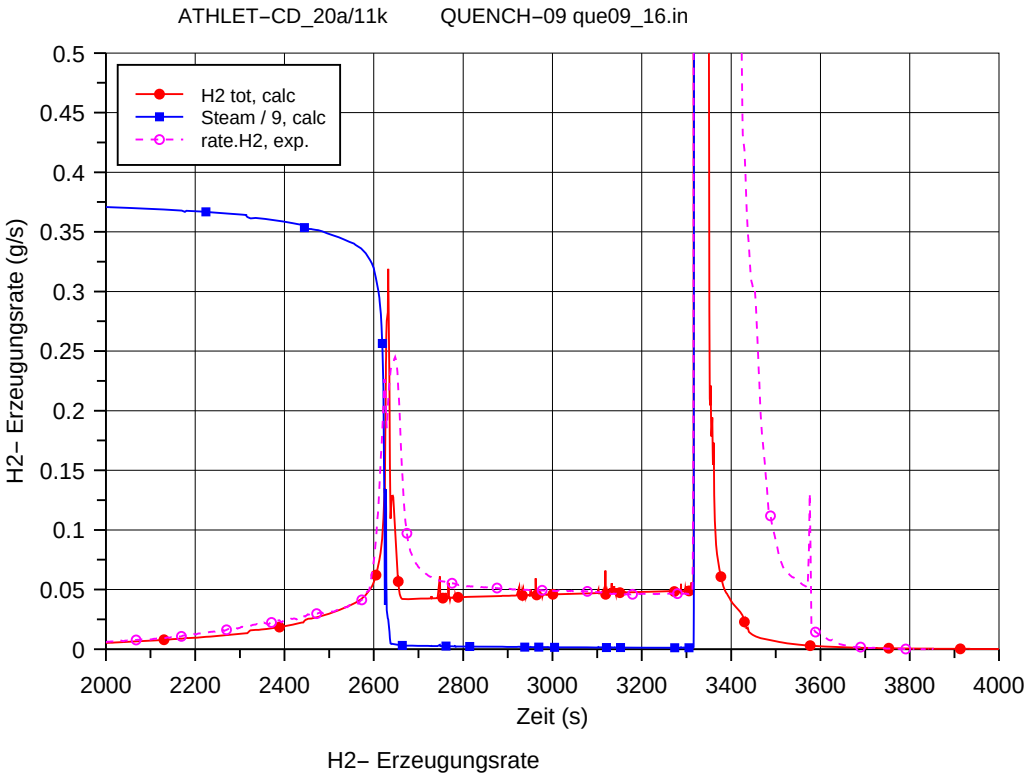
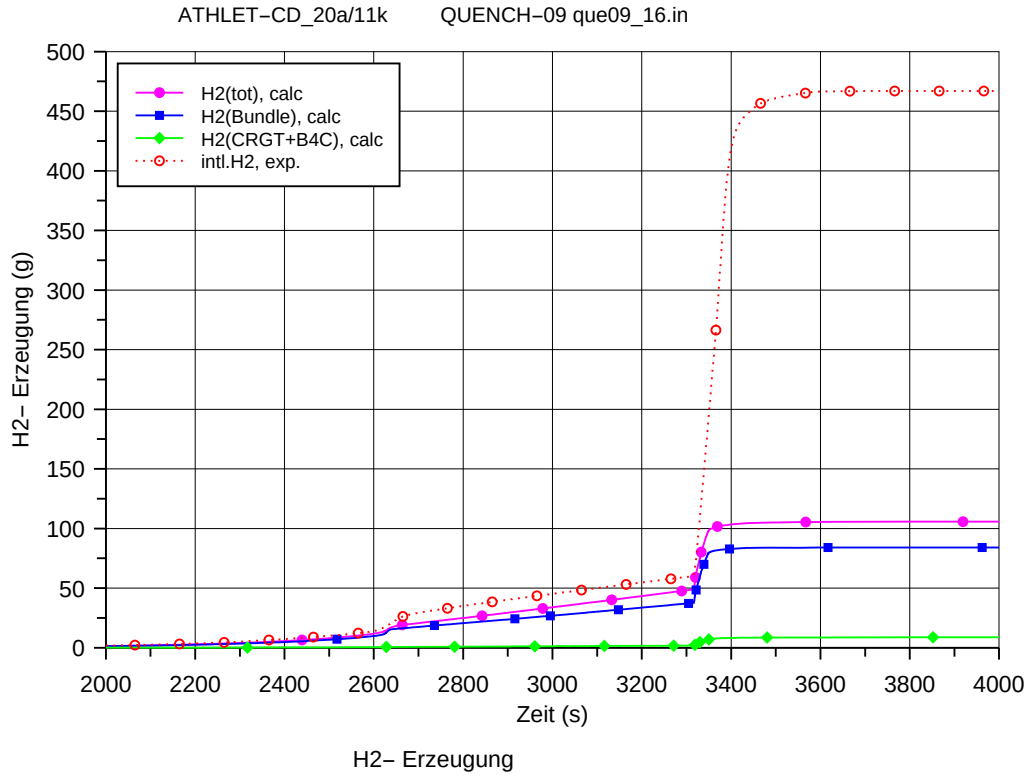


Abb. 4.2-5: QUENCH-09: Druckverläufe („RC case“)

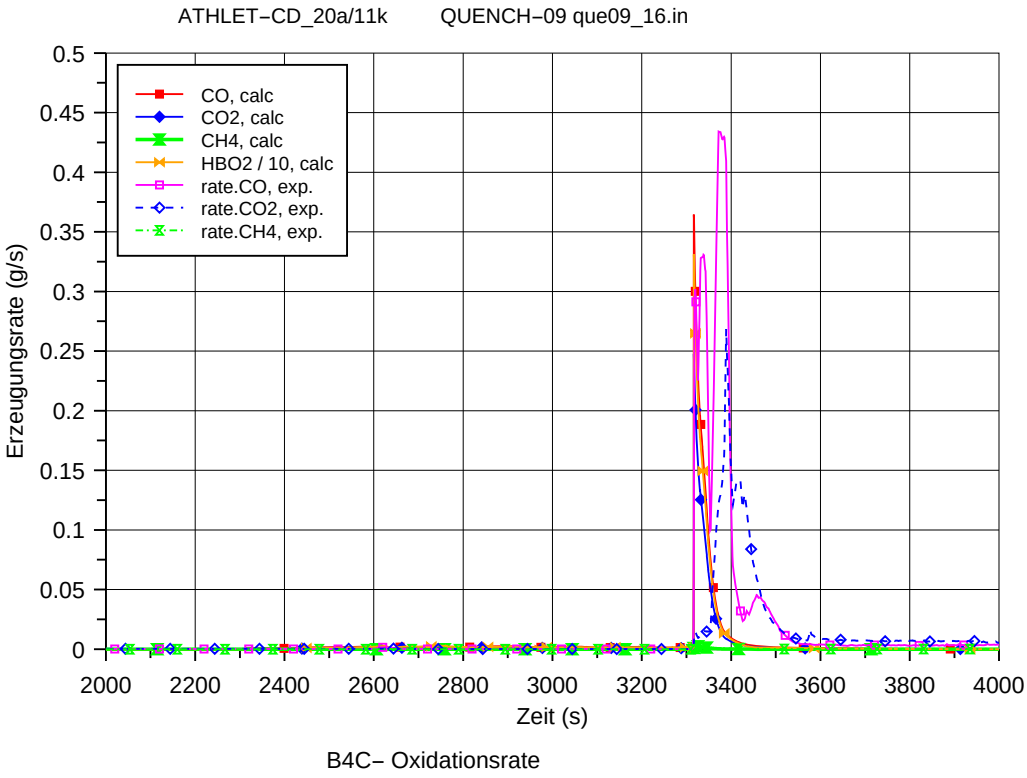


H2− Erzeugungsrate



H2− Erzeugung

Abb. 4.2-6: QUENCH-09: H_2- Erzeugungsrate und integral erzeugte Masse („RC case“)



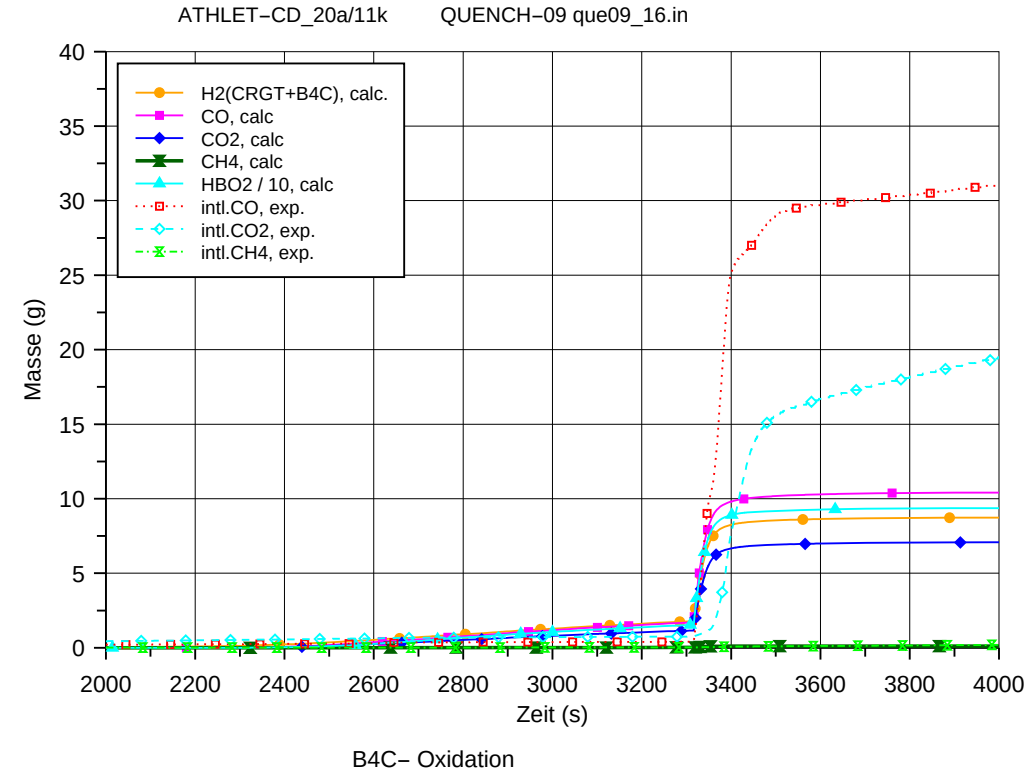


Abb. 4.2-7: QUENCH-09: Reaktionsprodukte der B_4C- Oxidation, Raten und integral erzeugte Massen („RC case“)

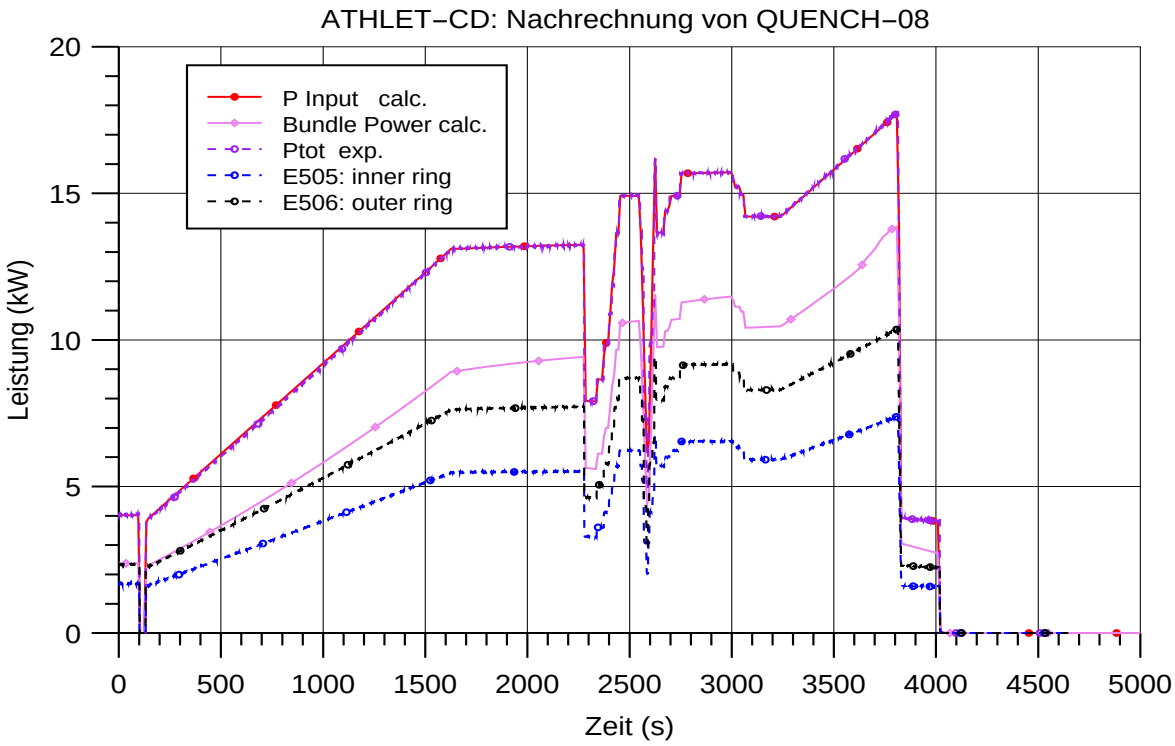


Abb. 4.3-1: QUENCH-08: Bündelleistung

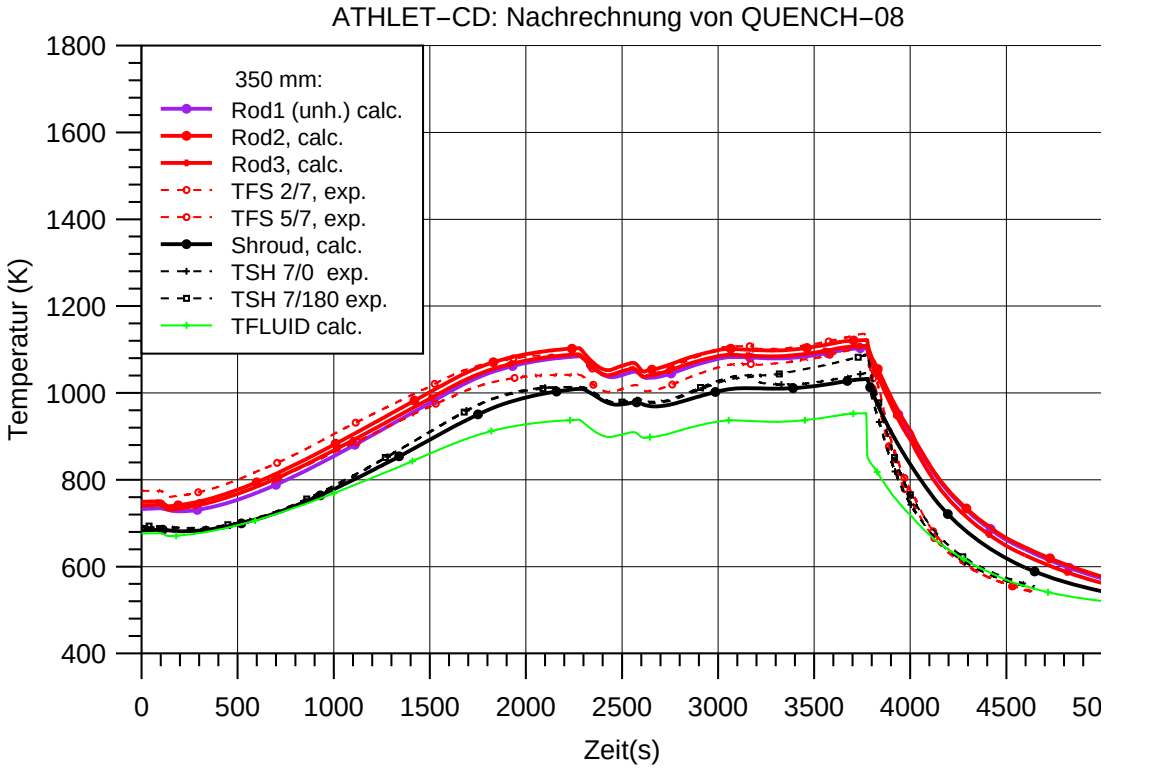


Abb. 4.3-2: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 350 mm

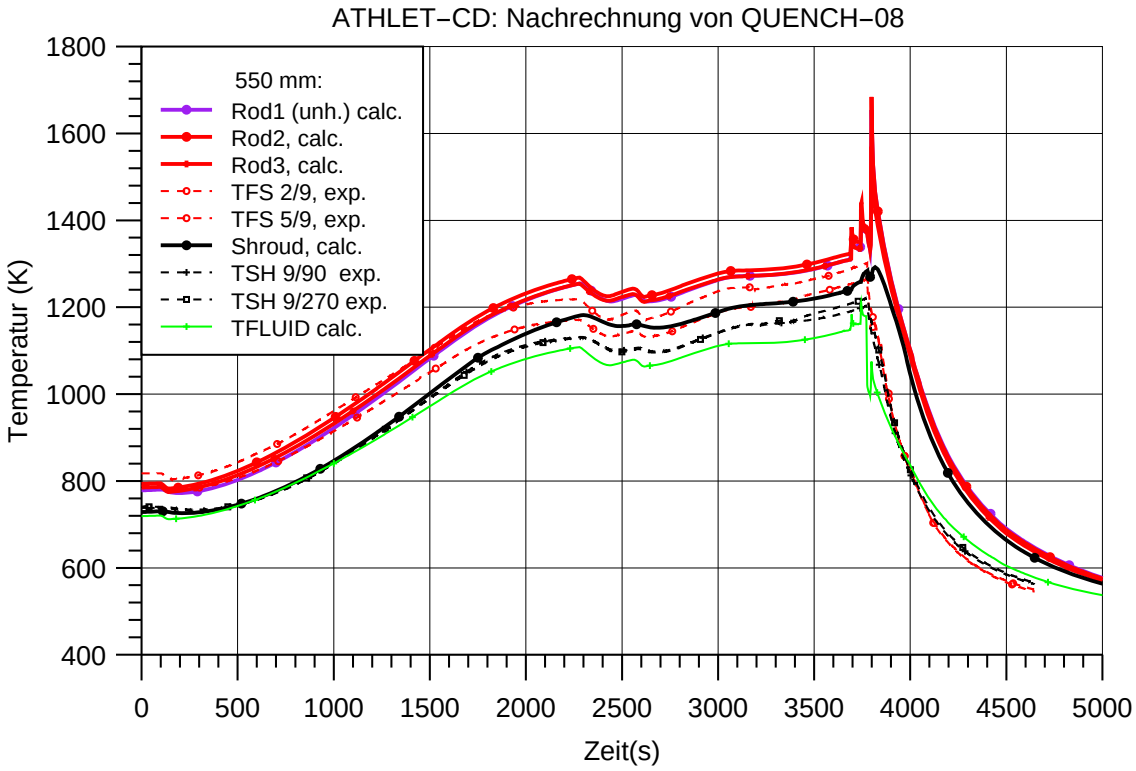


Abb. 4.3-3: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 550 mm

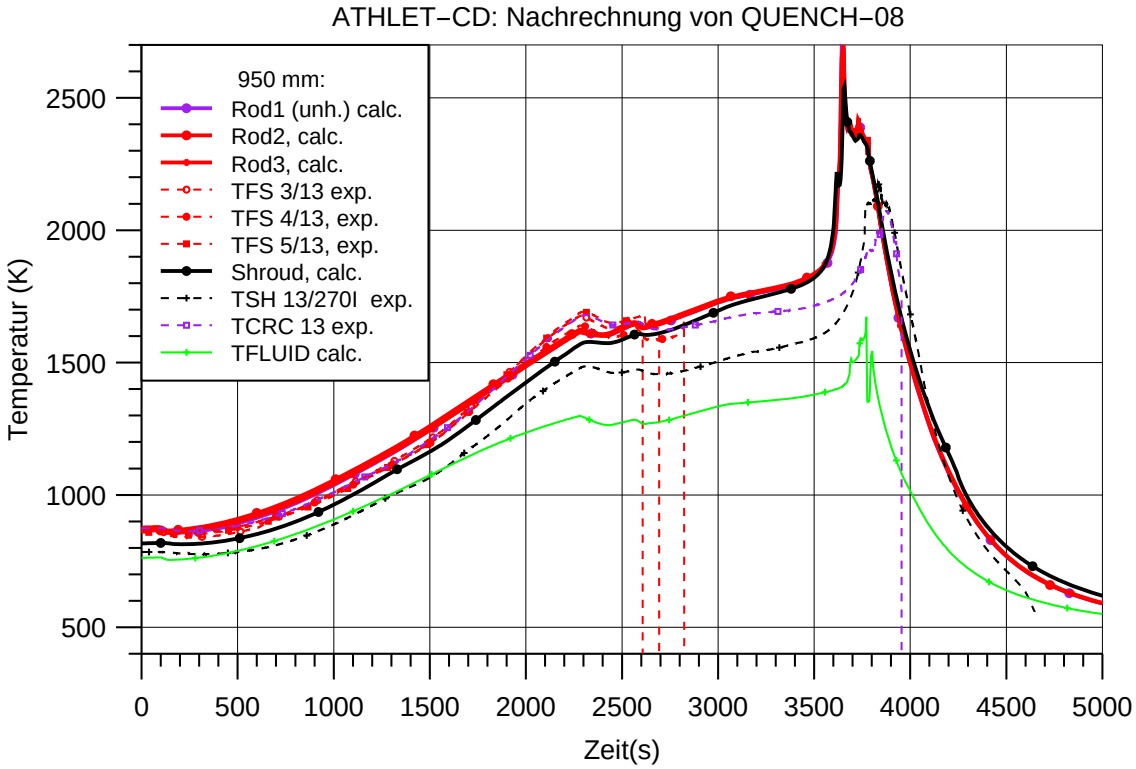


Abb. 4.3-4: QUENCH-08: Vergleich der Temperaturen in der Ebene 950 mm

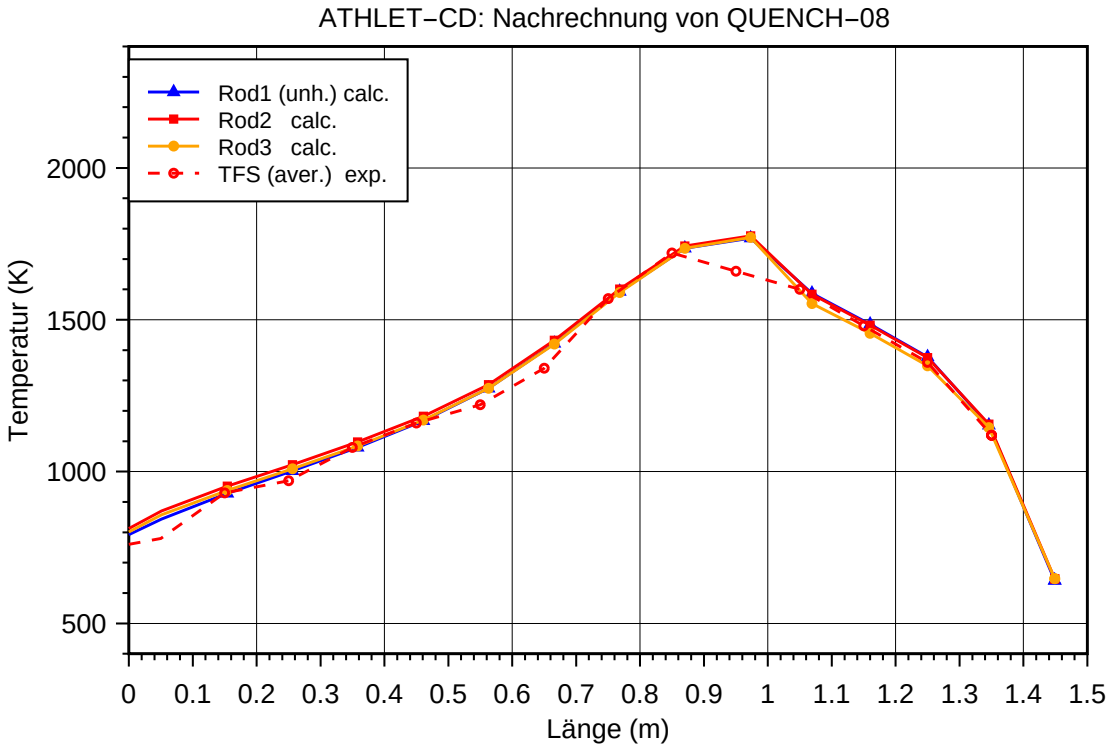


Abb. 4.3-5: QUENCH-08: Axiales Temperaturprofil im Stab nach 3245 s (Beginn der Transiente)

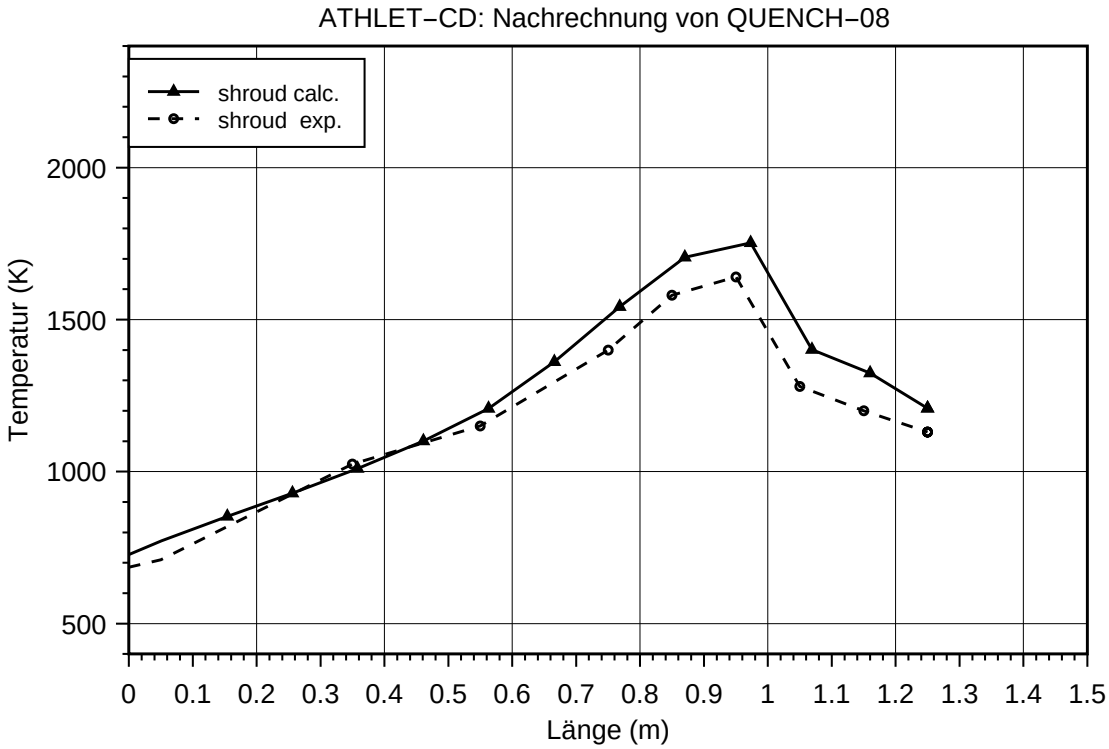


Abb. 4.3-6: QUENCH-08: Axiales Temperaturprofil im Shroud nach 3245 s (Beginn der Transiente)

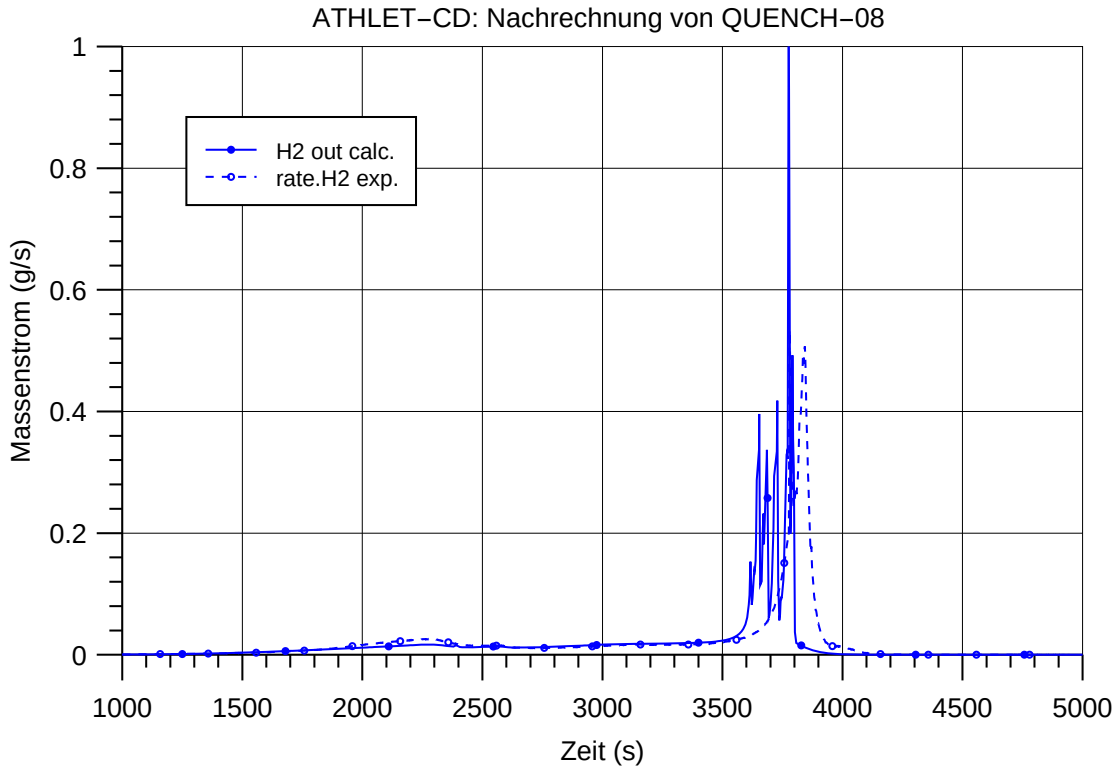


Abb. 4.3-7: QUENCH-08: Vergleich der H_2-Erzeugungsraten

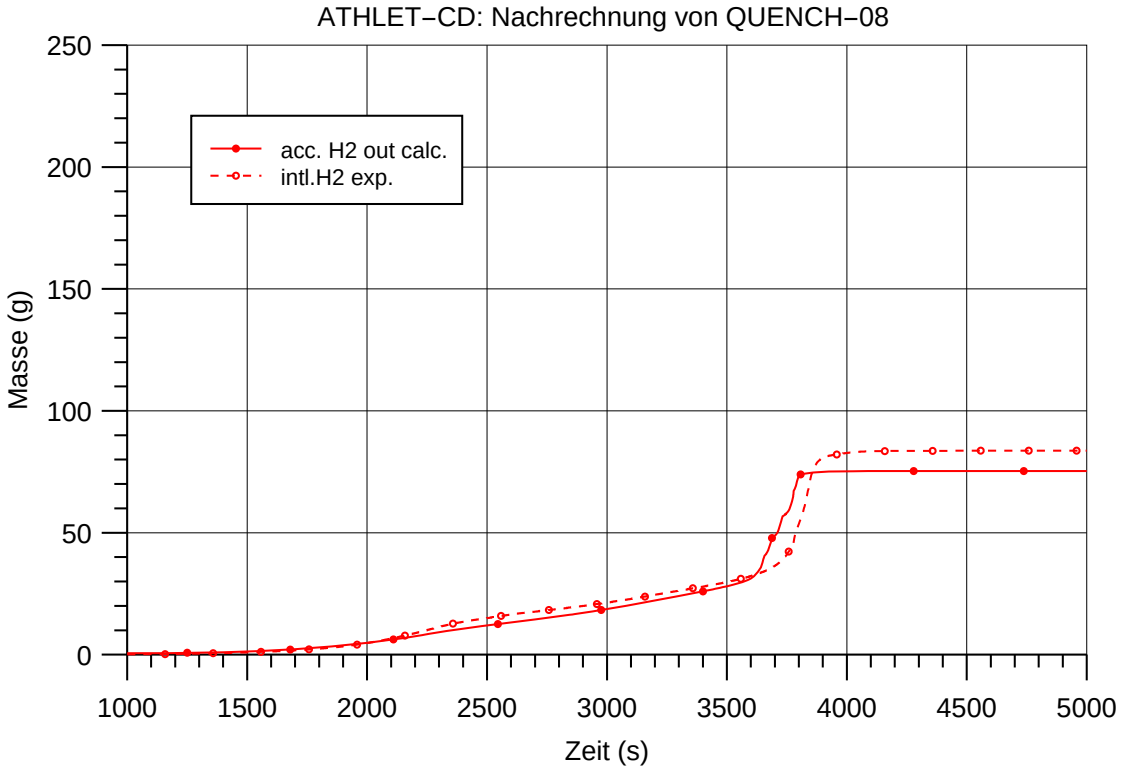


Abb. 4.3-8: QUENCH-08: Vergleich der integralen H_2-Erzeugung

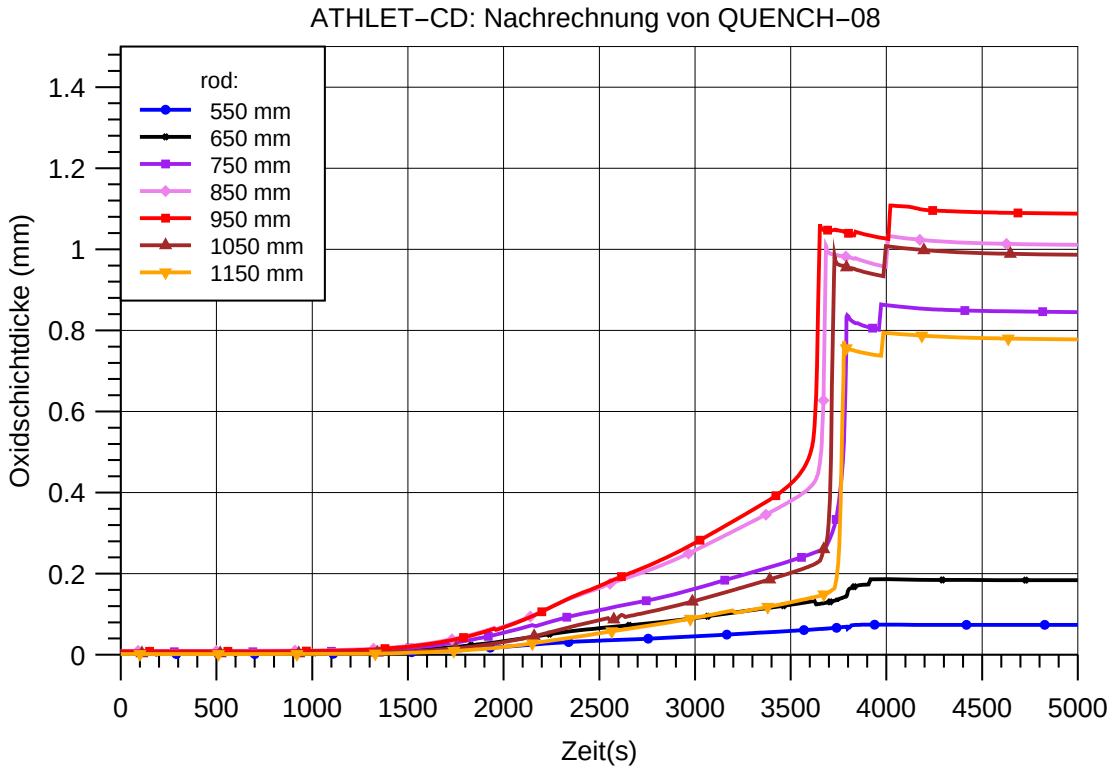


Abb. 4.3-9: **QUENCH-08: Zeitliche Entwicklung der Oxidschichtdicken am Heizstab (Rod 2)**

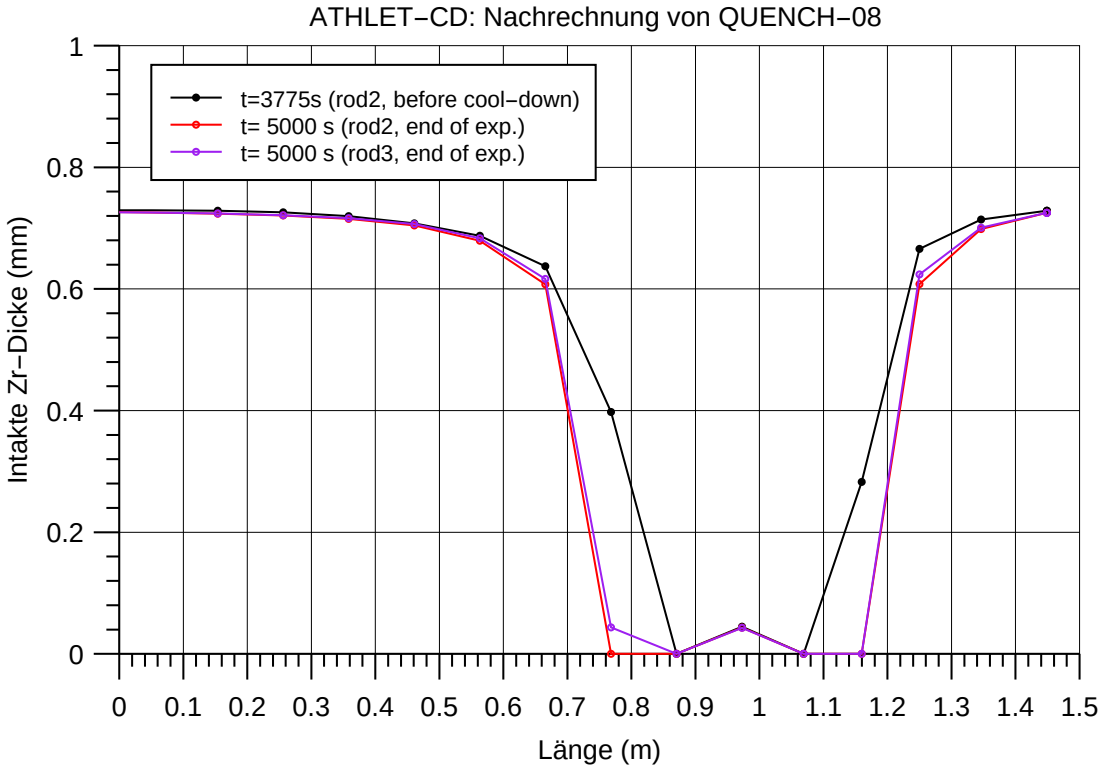


Abb. 4.3-10: **QUENCH-08: Örtliche Verteilung des nicht oxidierten Zirkons**

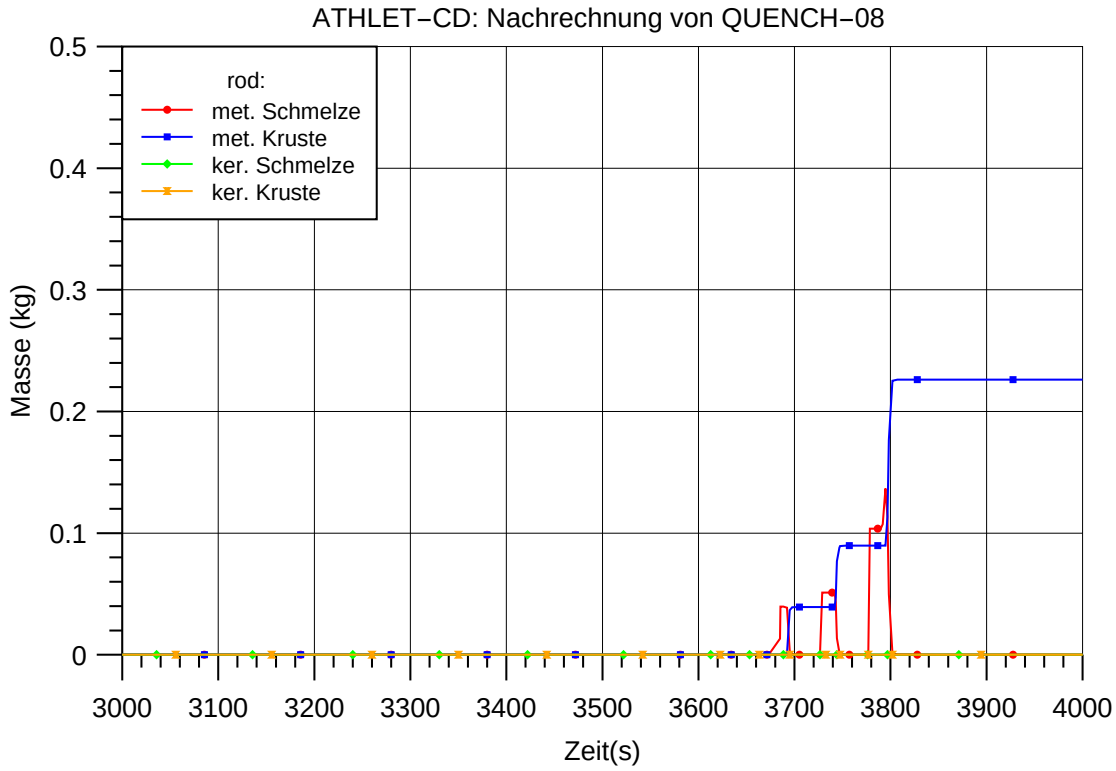


Abb. 4.3-11: QUENCH-08: Massen von metallischer / keramischer Schmelze und Kruste

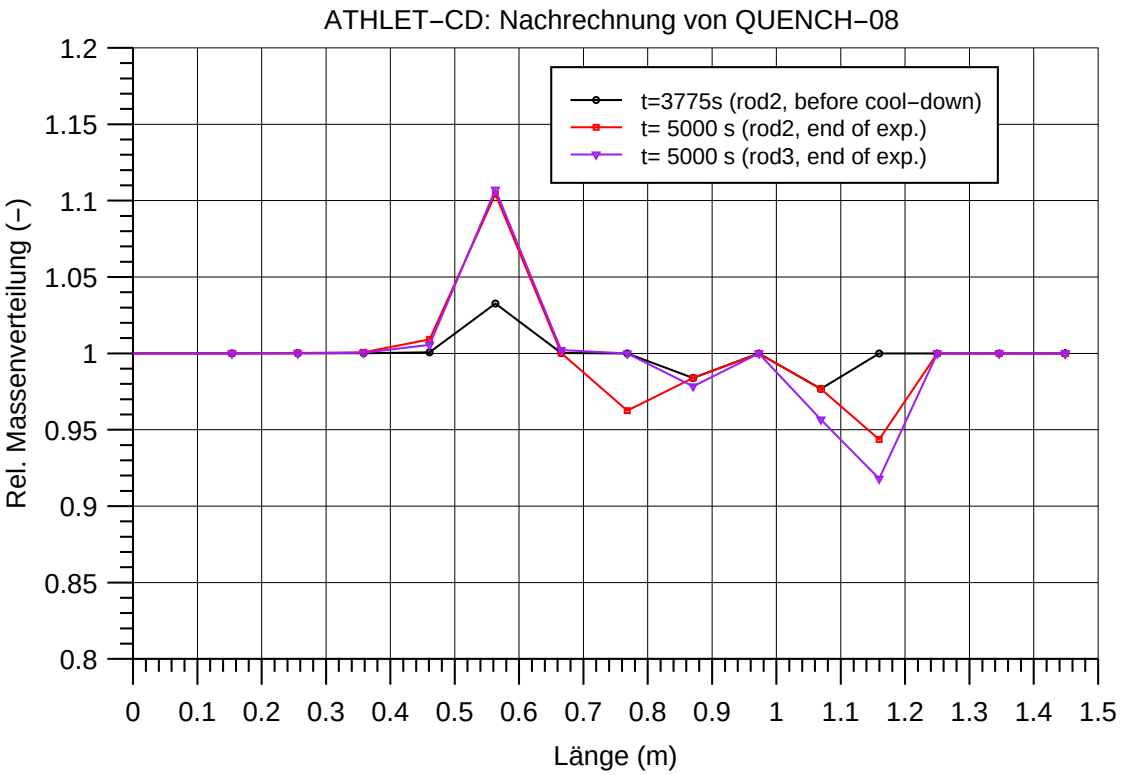


Abb. 4.3-12: QUENCH-08: Örtliche Verteilung der relativen Massen

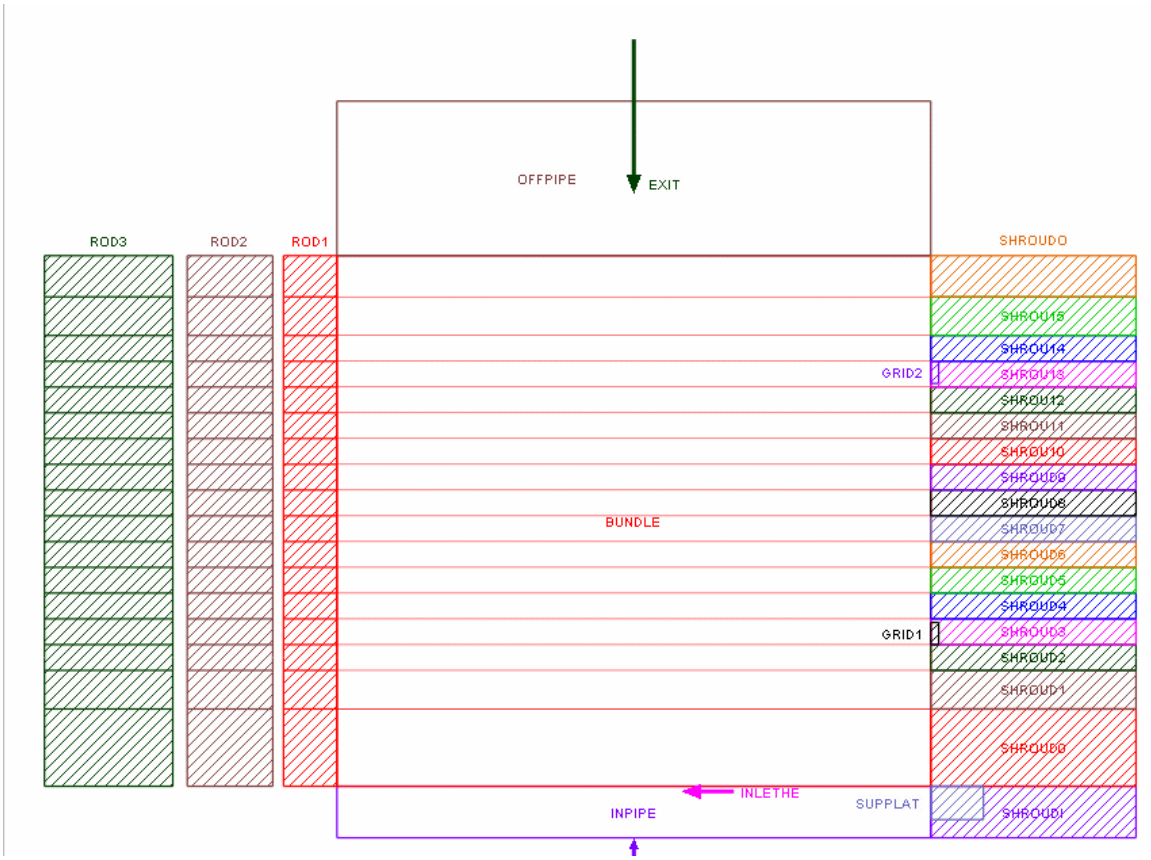


Abb. 4.4-1: PHEBUS SFD C3+: ATHLET-CD-Nodalisierungsschema der Teststrecke

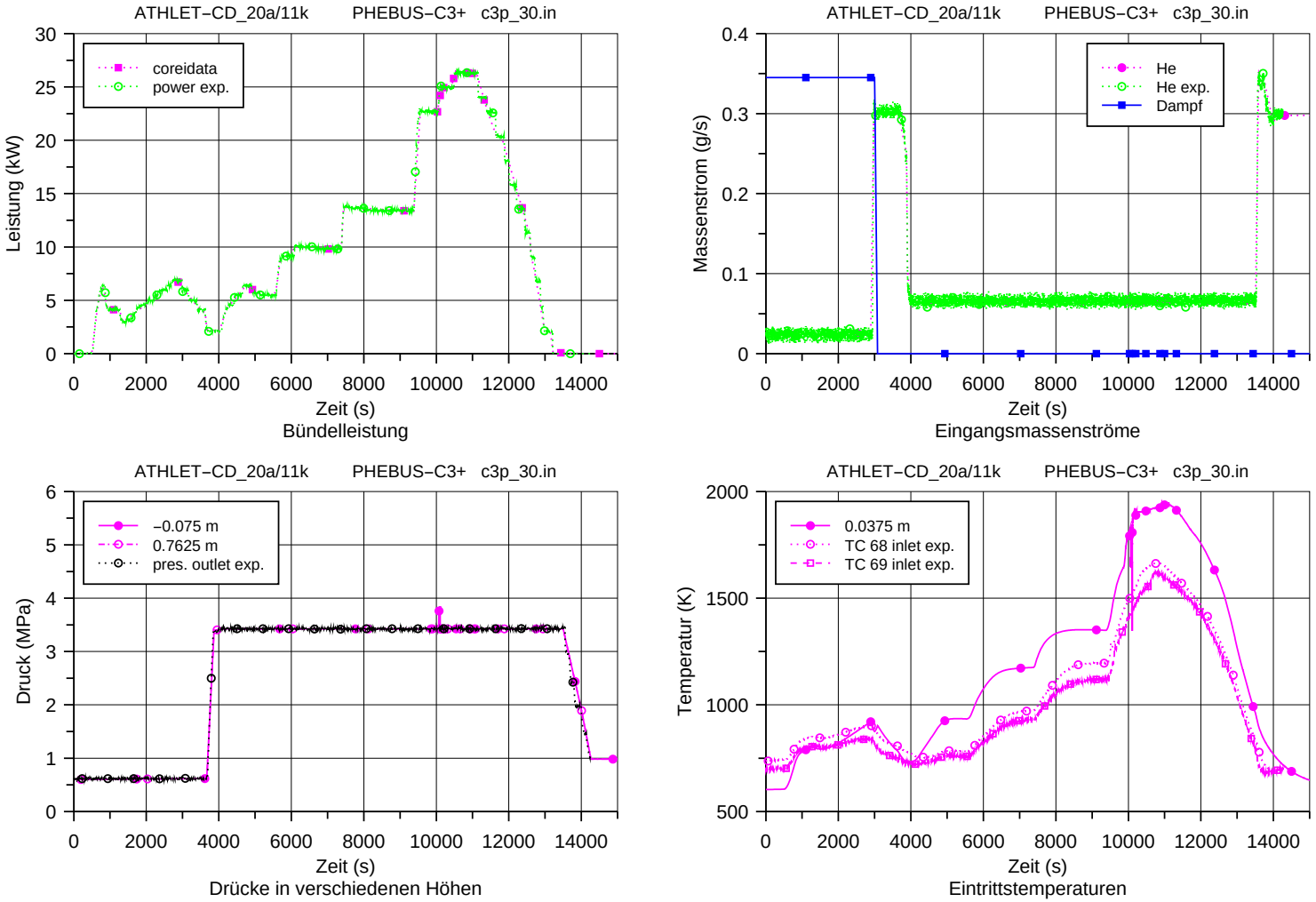


Abb. 4.4-2: PHEBUS SFD C3+: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs

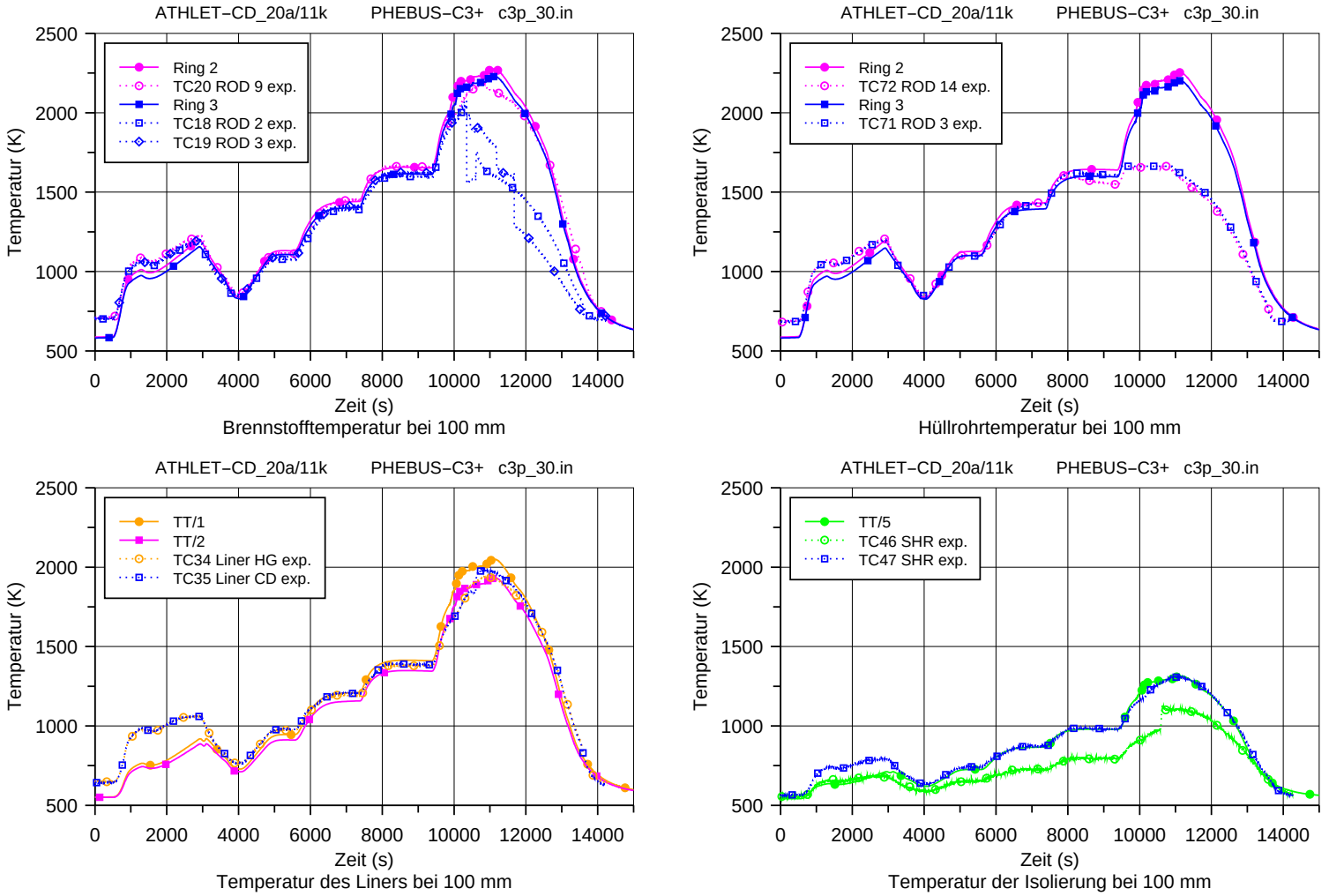


Abb. 4.4-3: PHEBUS SFD C3+: Temperaturverläufe in der Ebene 100 mm

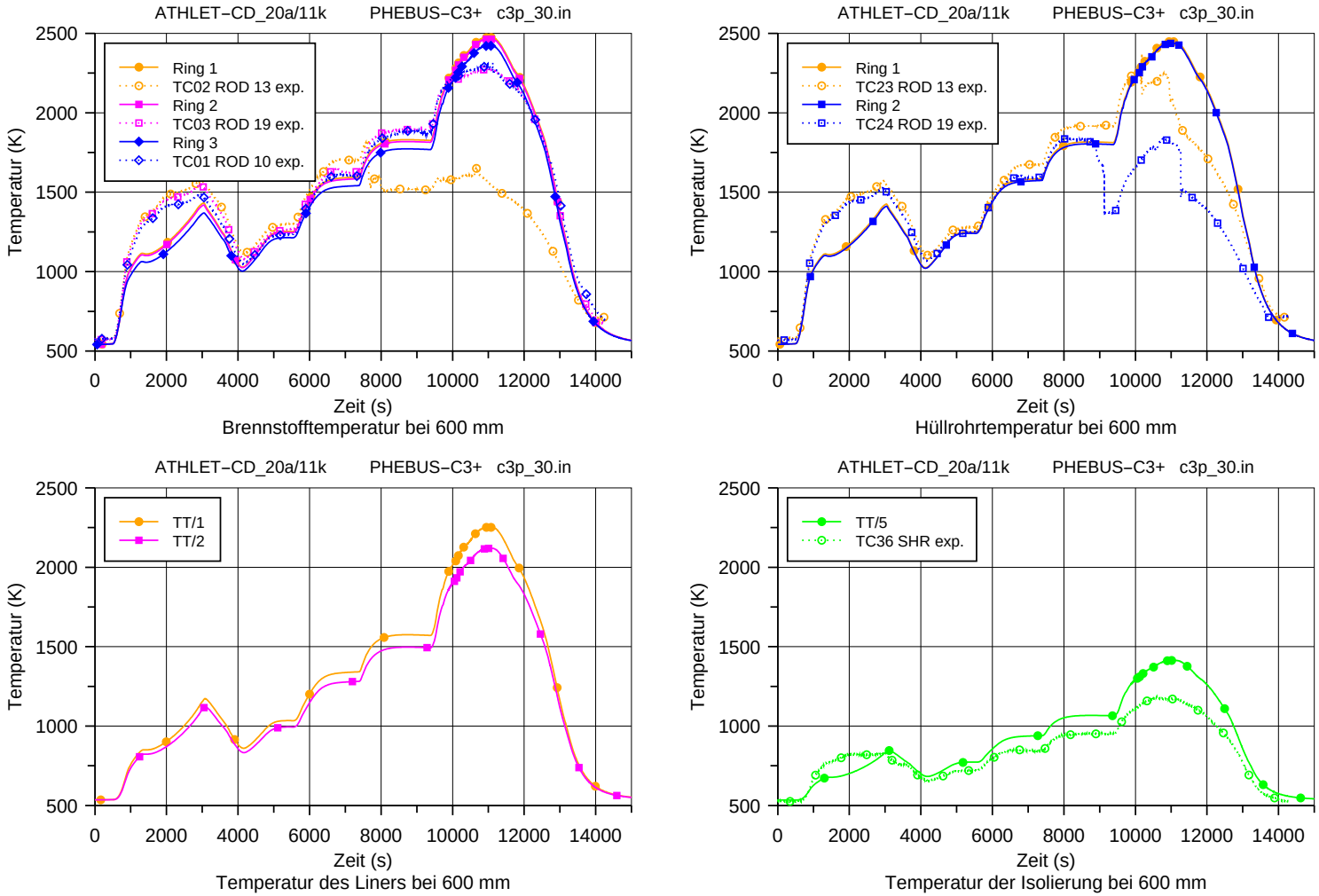
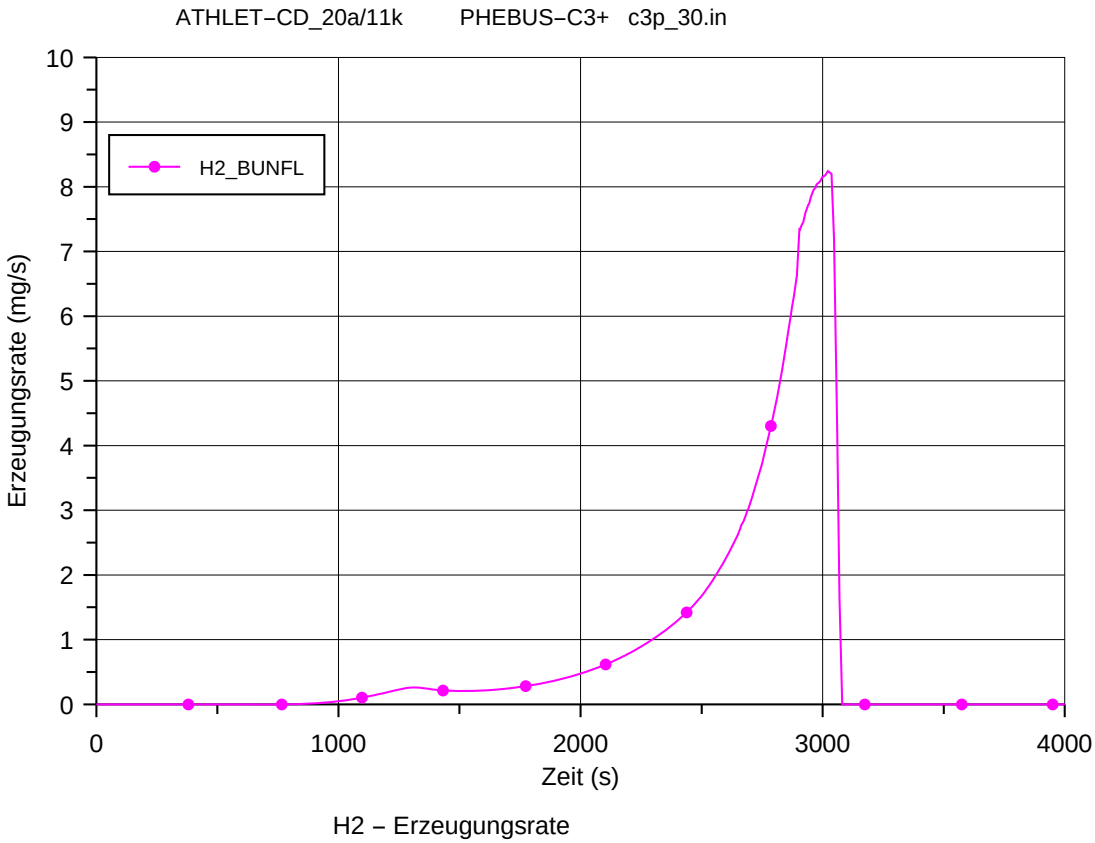
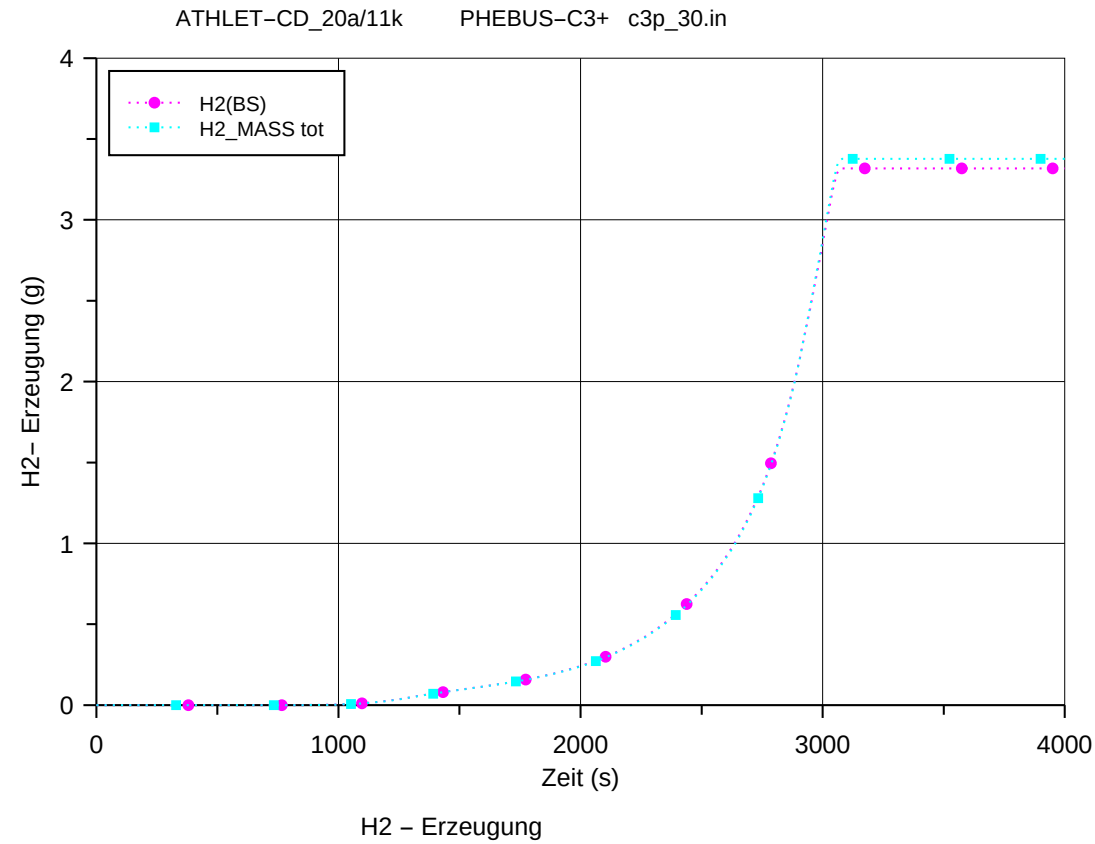


Abb. 4.4-4: PHEBUS SFD C3+: Temperaturverläufe in der Ebene 600 mm



H2 – Erzeugungsrate



H2 – Erzeugung

Abb. 4.4-5: PHEBUS SFD C3+: H_2 – Erzeugungsrate und erzeugte Masse

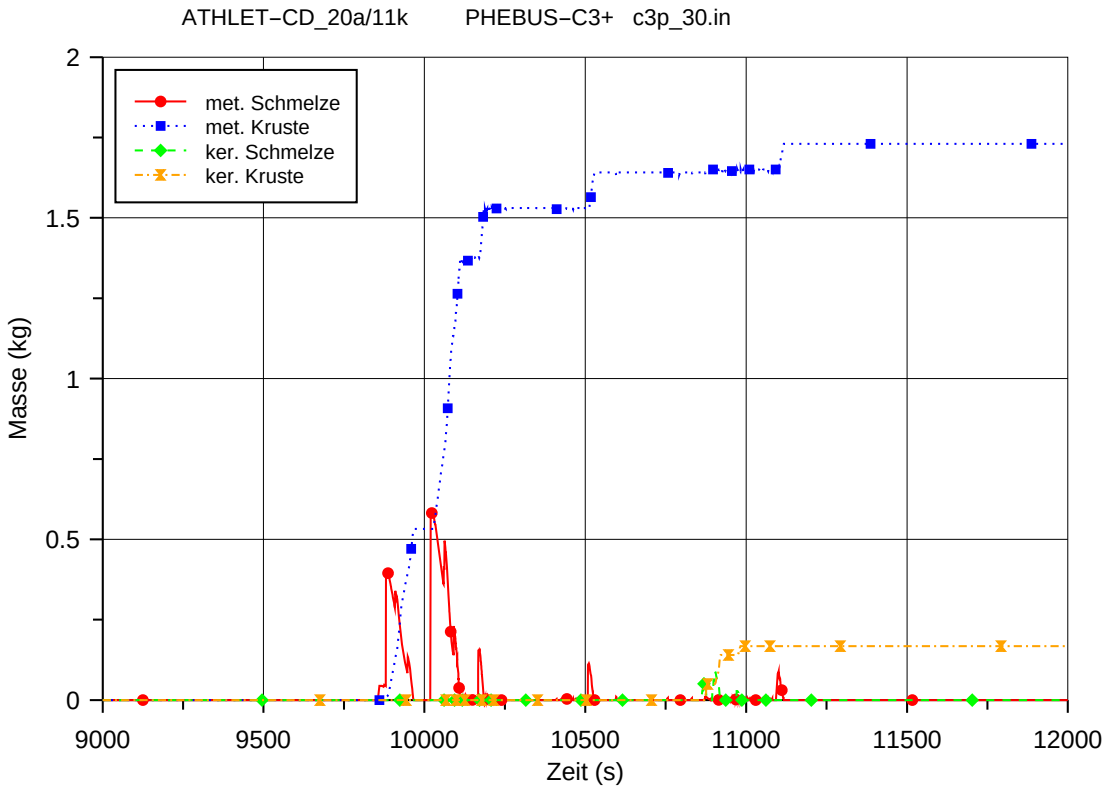


Abb. 4.4-6: PHEBUS SFD C3+: Massen metallischer / keramischer Schmelze / Kruste der Brennstäbe

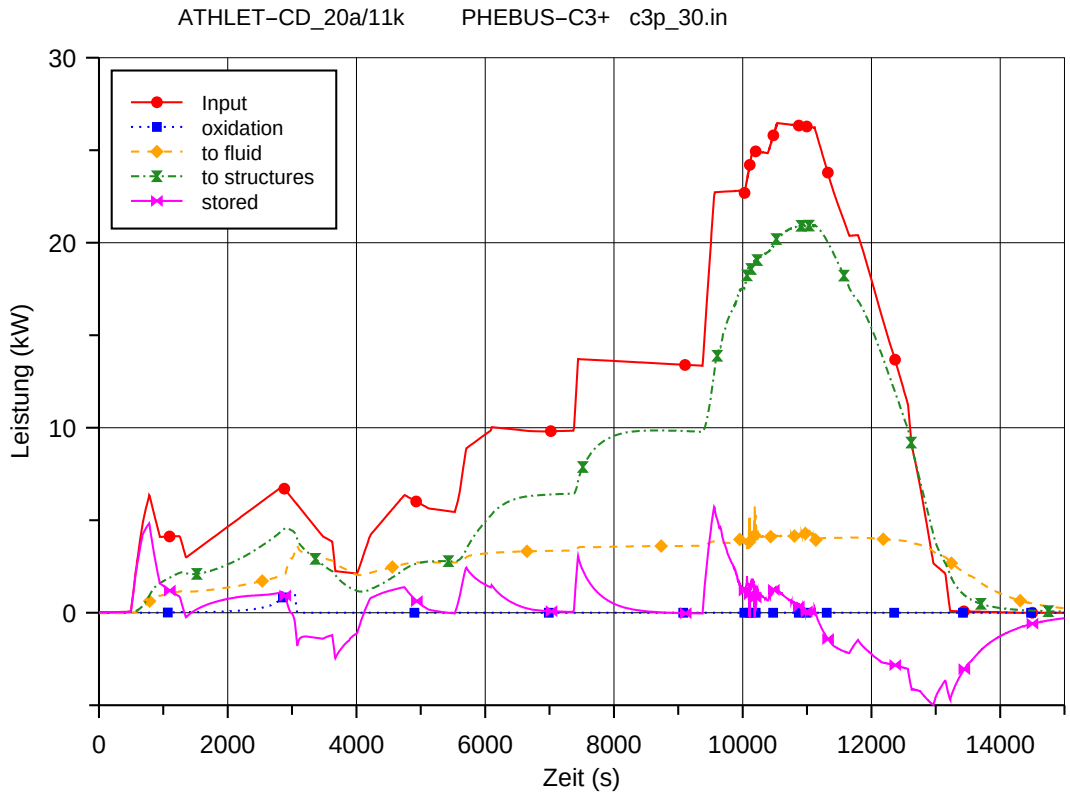


Abb. 4.4-7: PHEBUS SFD C3+: Energiebilanz des Bündels

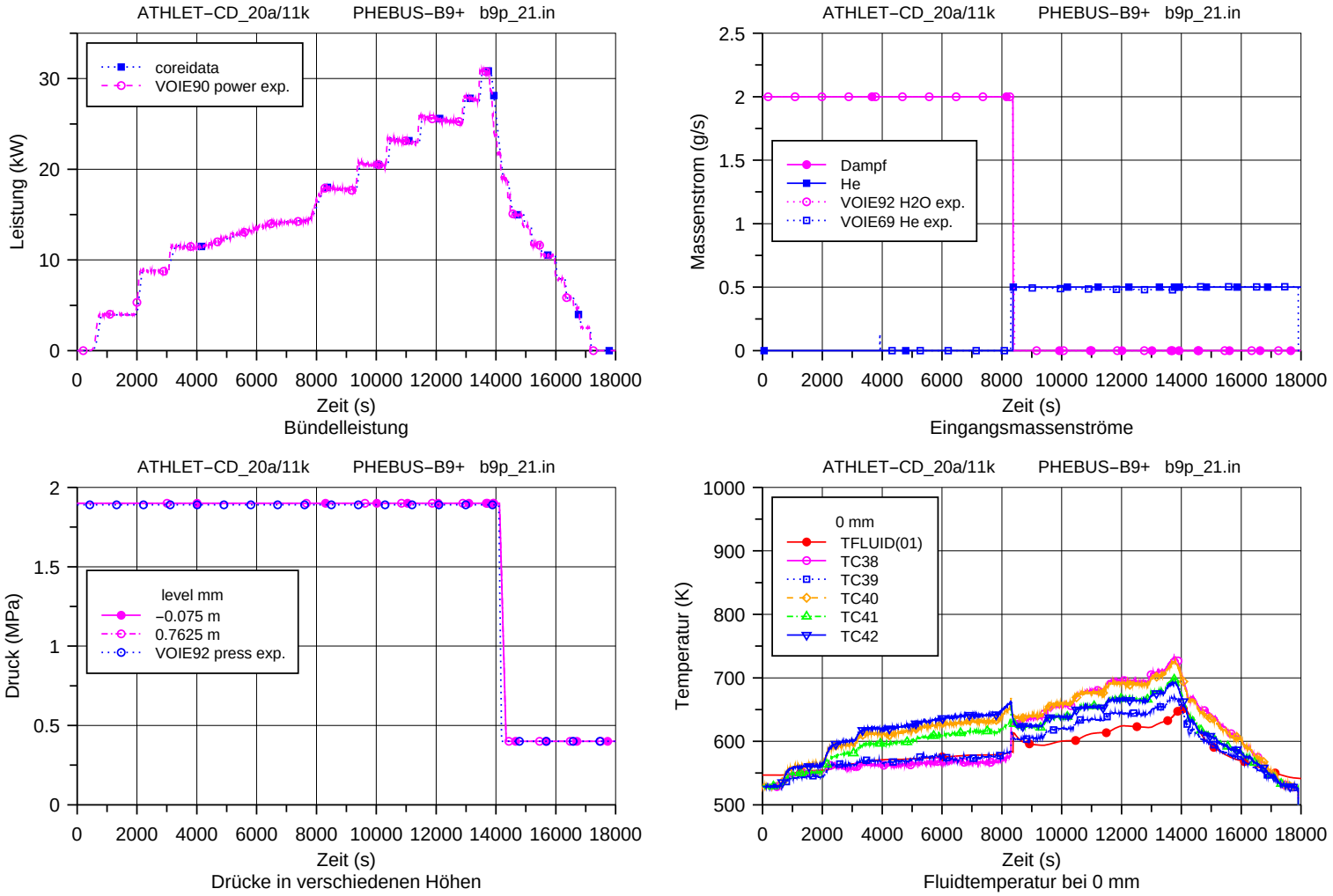


Abb. 4.5-1: PHEBUS SFD B9+: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs

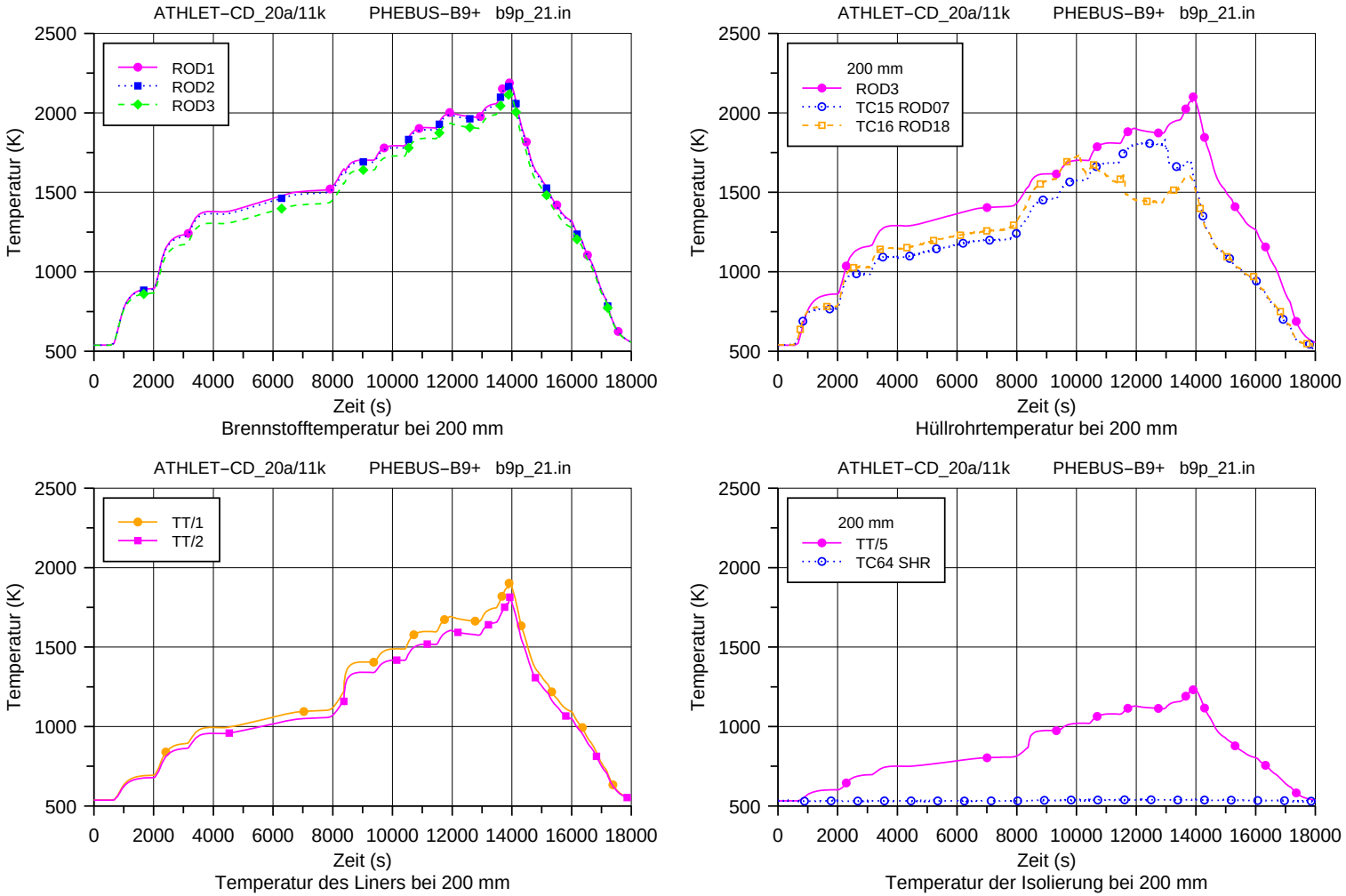


Abb. 4.5-2: PHEBUS SFD B9+: Temperaturverläufe in der Ebene 200 mm

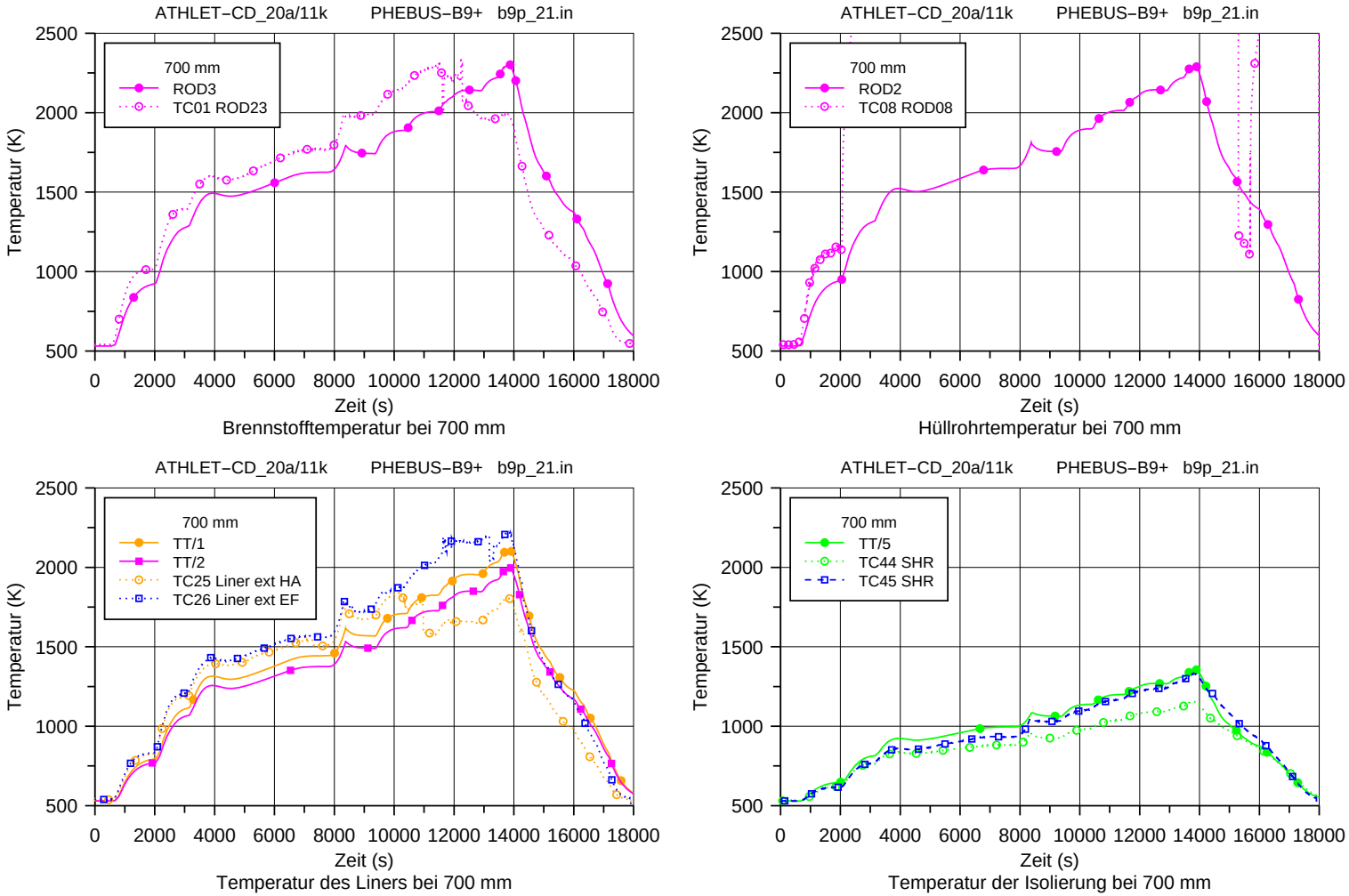
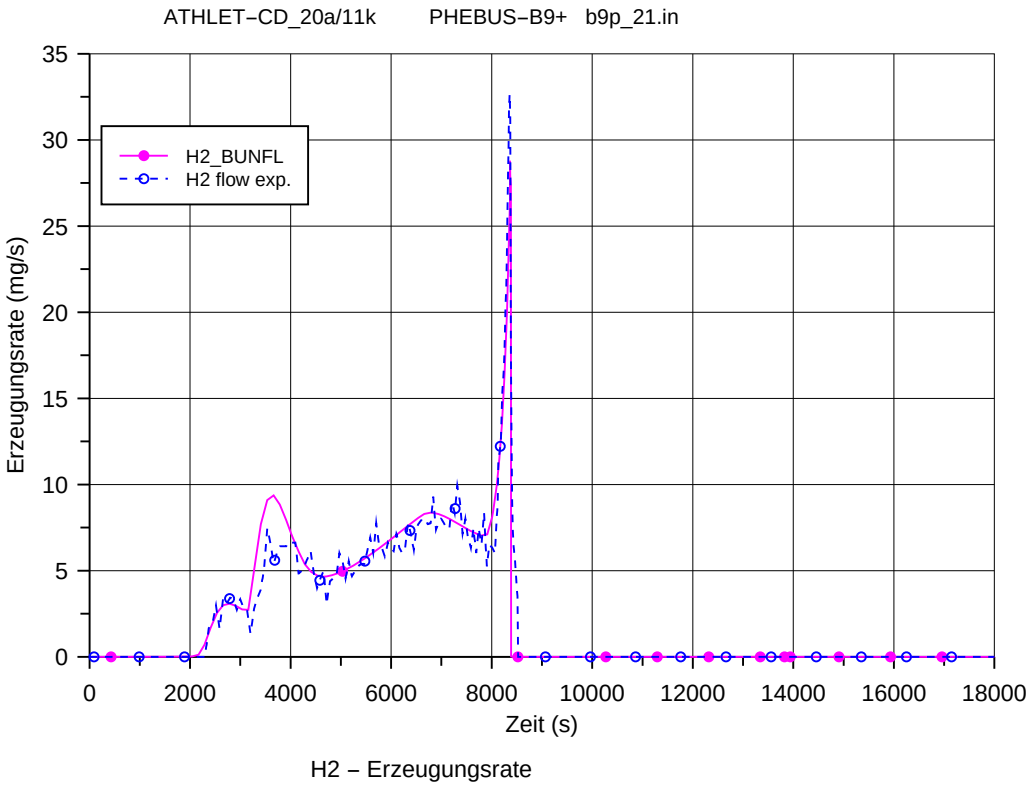
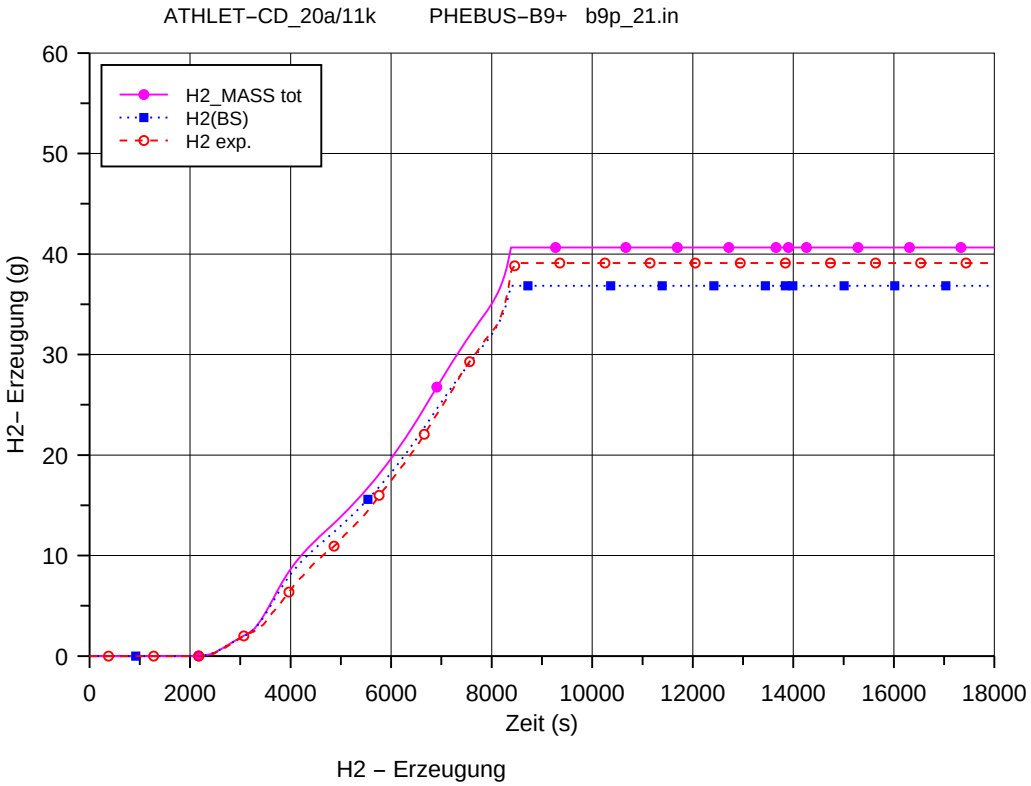


Abb. 4.5-3: PHEBUS SFD B9+: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm



H2 – Erzeugungsrate



H2 – Erzeugung

Abb. 4.5-4: PHEBUS SFD B9+: H2- Erzeugungsrate und erzeugte Masse

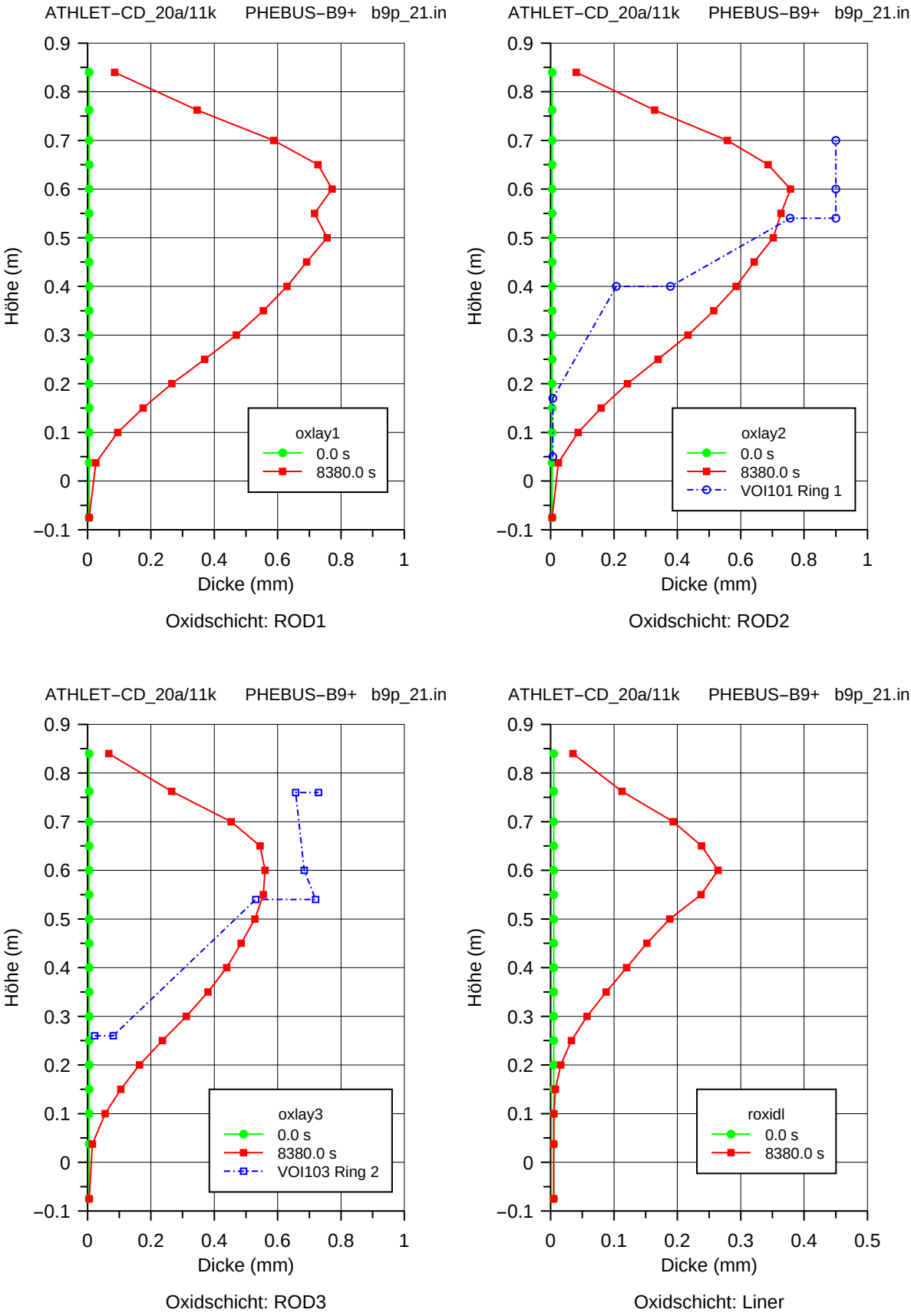


Abb. 4.5-5: PHEBUS SFD B9+: Oxidschichtdicken der Brennstäbe und des Liners

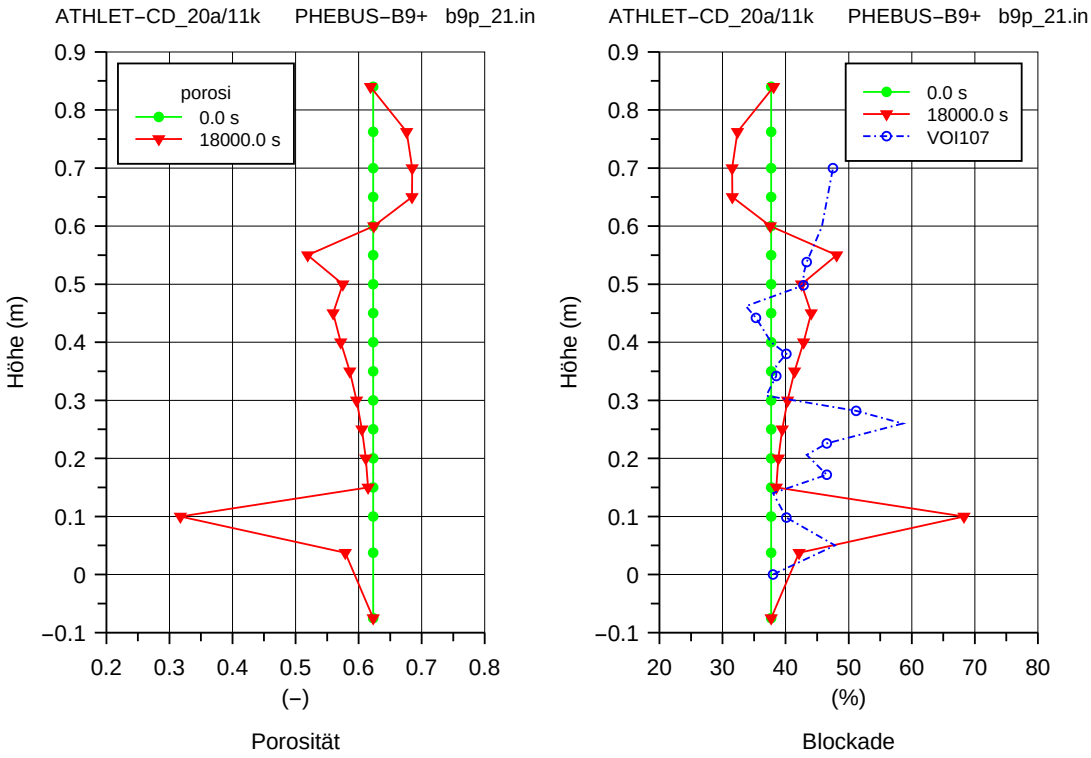


Abb. 4.5-6: PHEBUS SFD B9+: Porosität und Blockadebildung

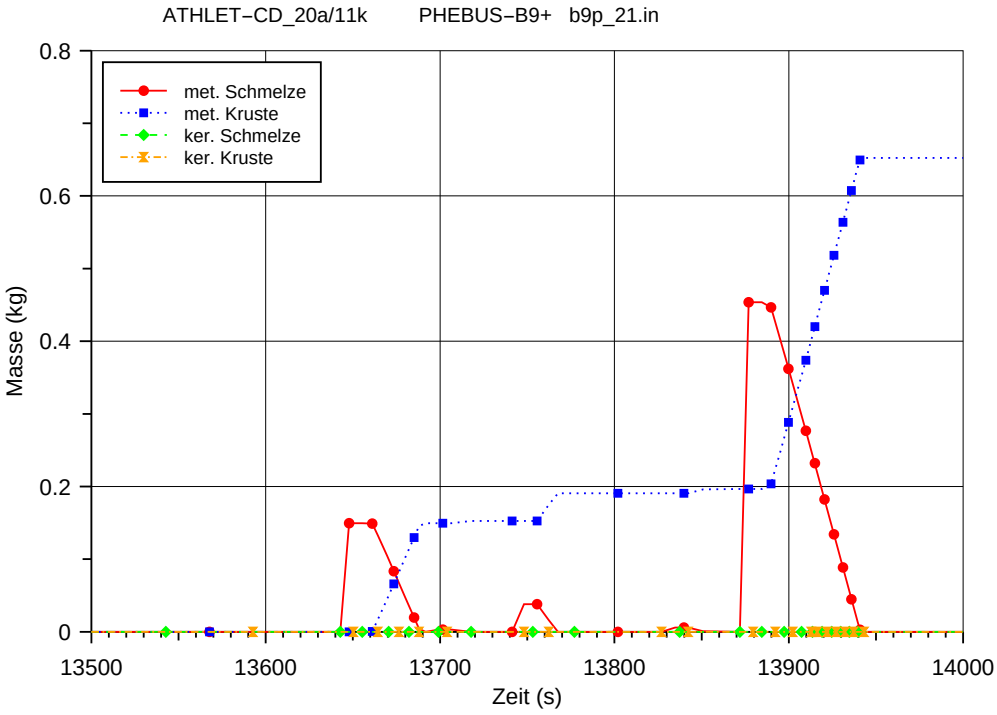


Abb. 4.5-7: PHEBUS SFD B9+:Massen metallischer und keramischer Schmelze / Kruste der Brennstäbe

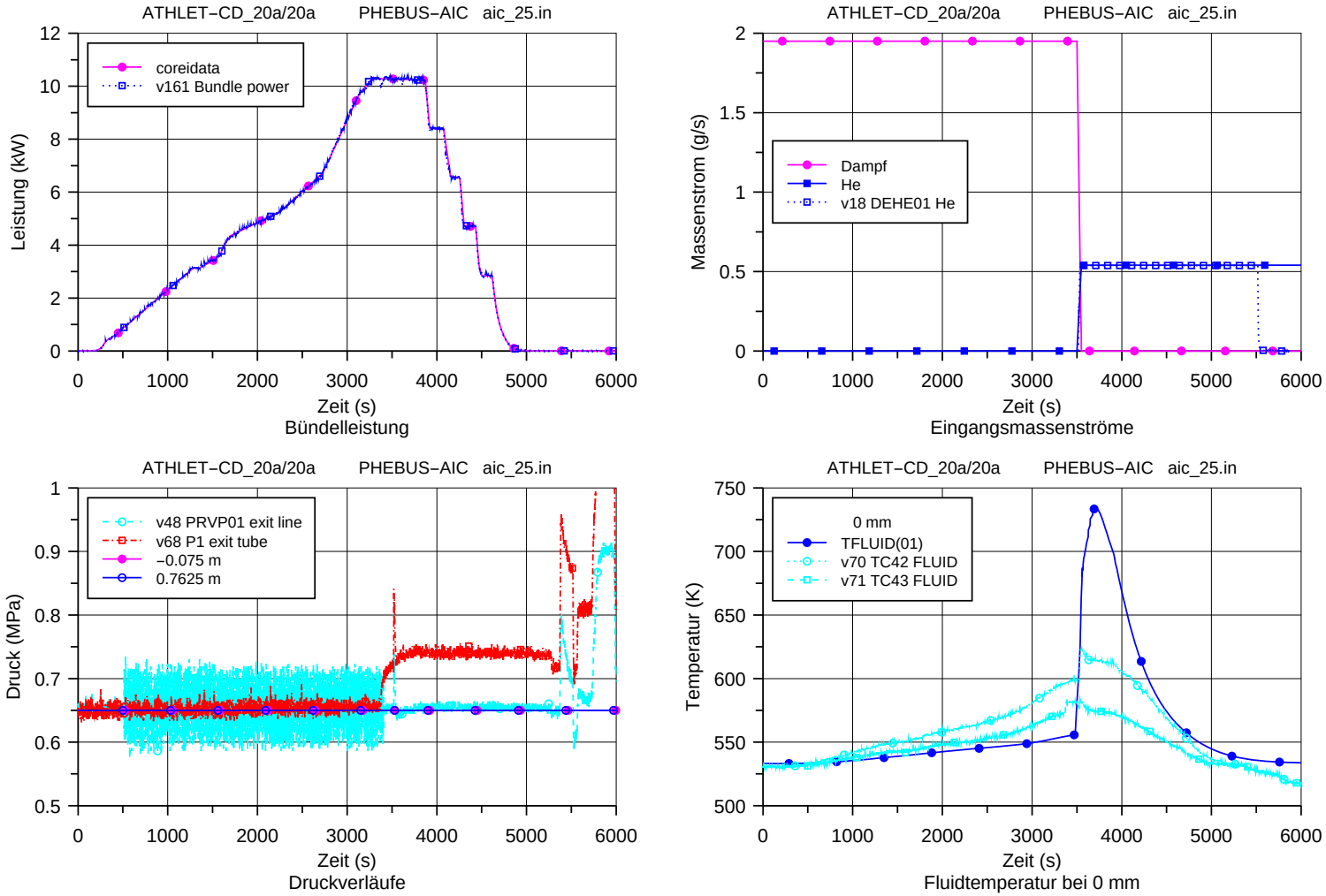


Abb. 4.6-1: PHEBUS SFD AIC: Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs

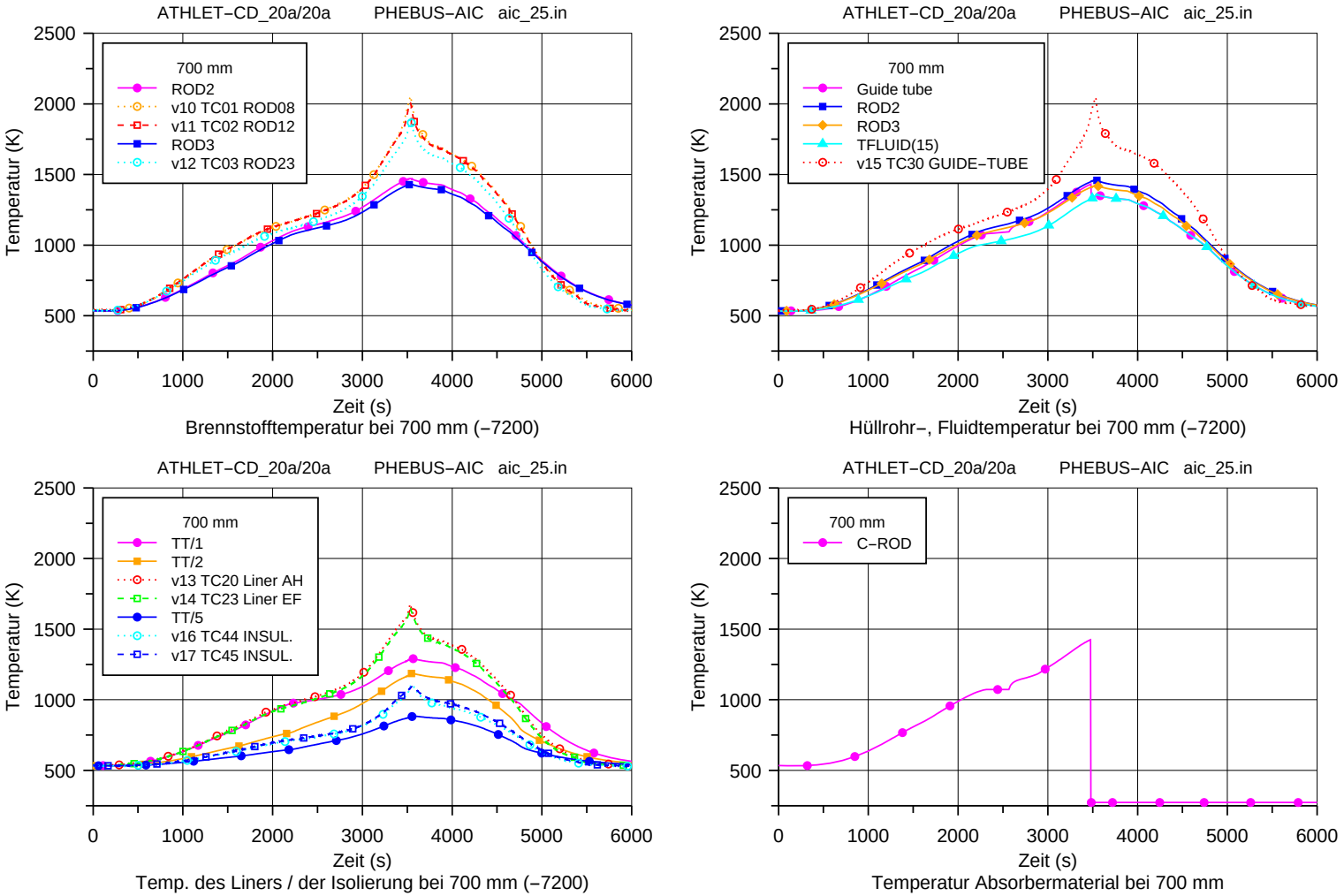


Abb. 4.6-2: PHEBUS SFD AIC: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm (1. Rechnung)

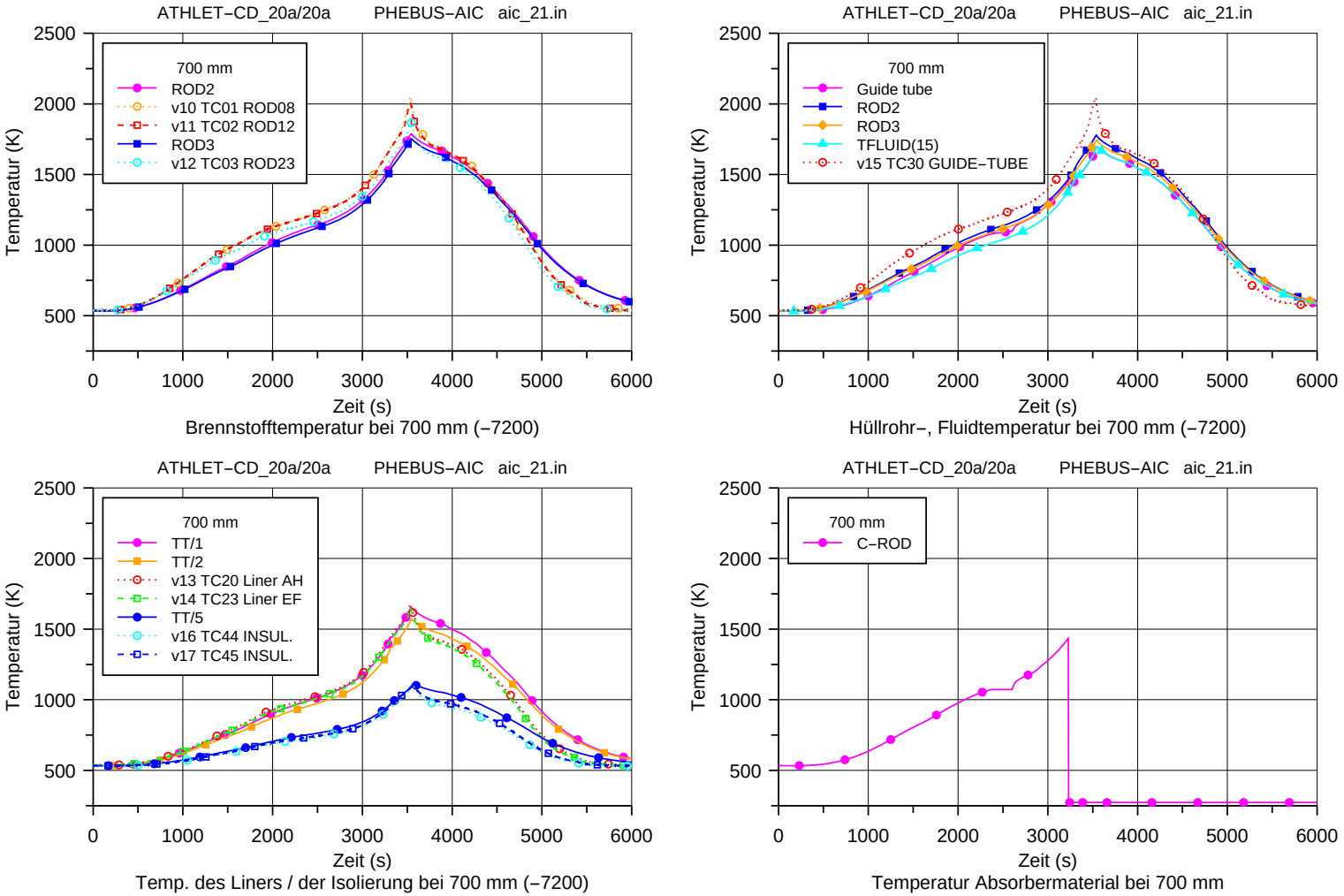


Abb. 4.6-3: PHEBUS SFD AIC: Temperaturverläufe in der Ebene 700 mm (2. Rechnung)

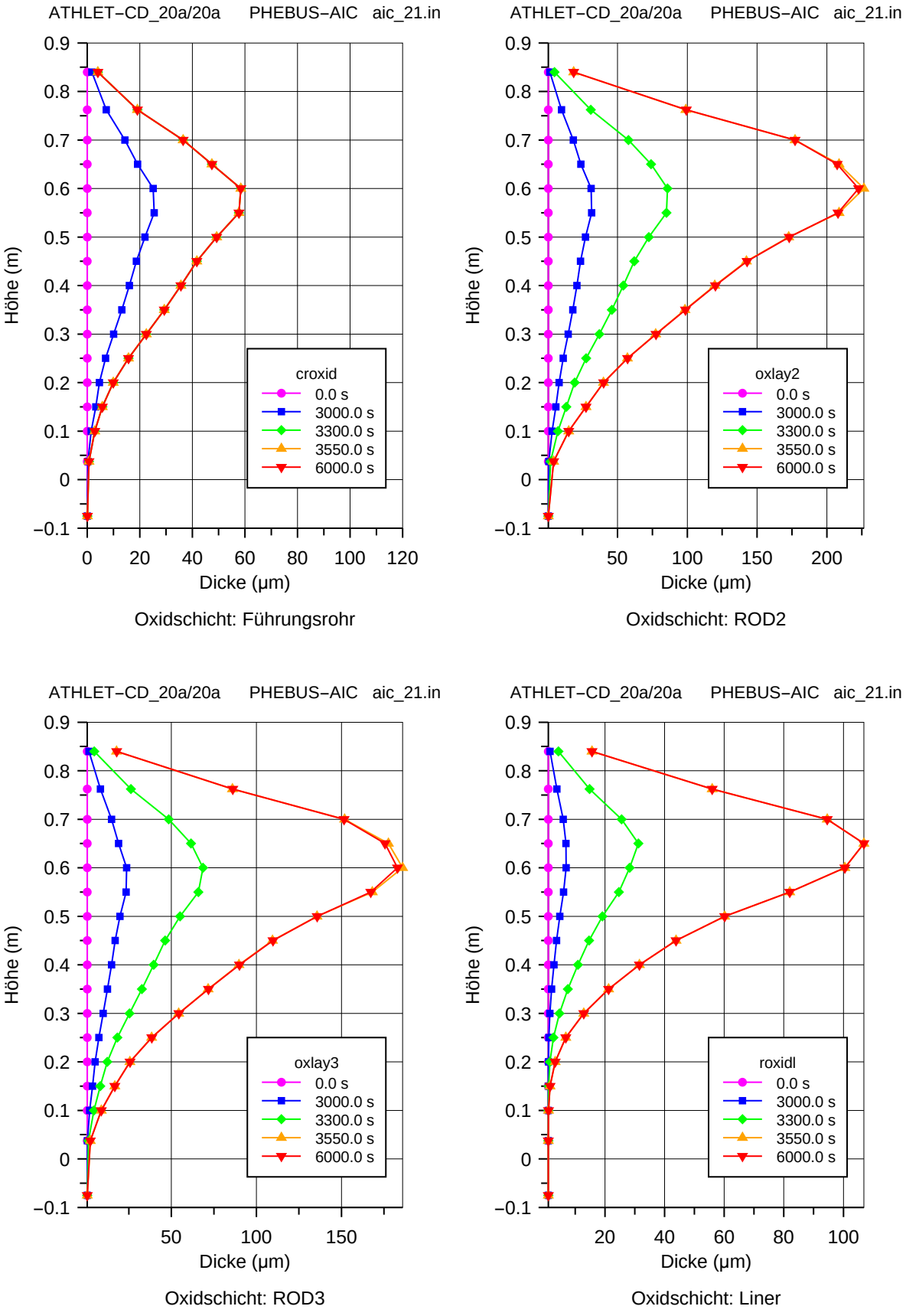
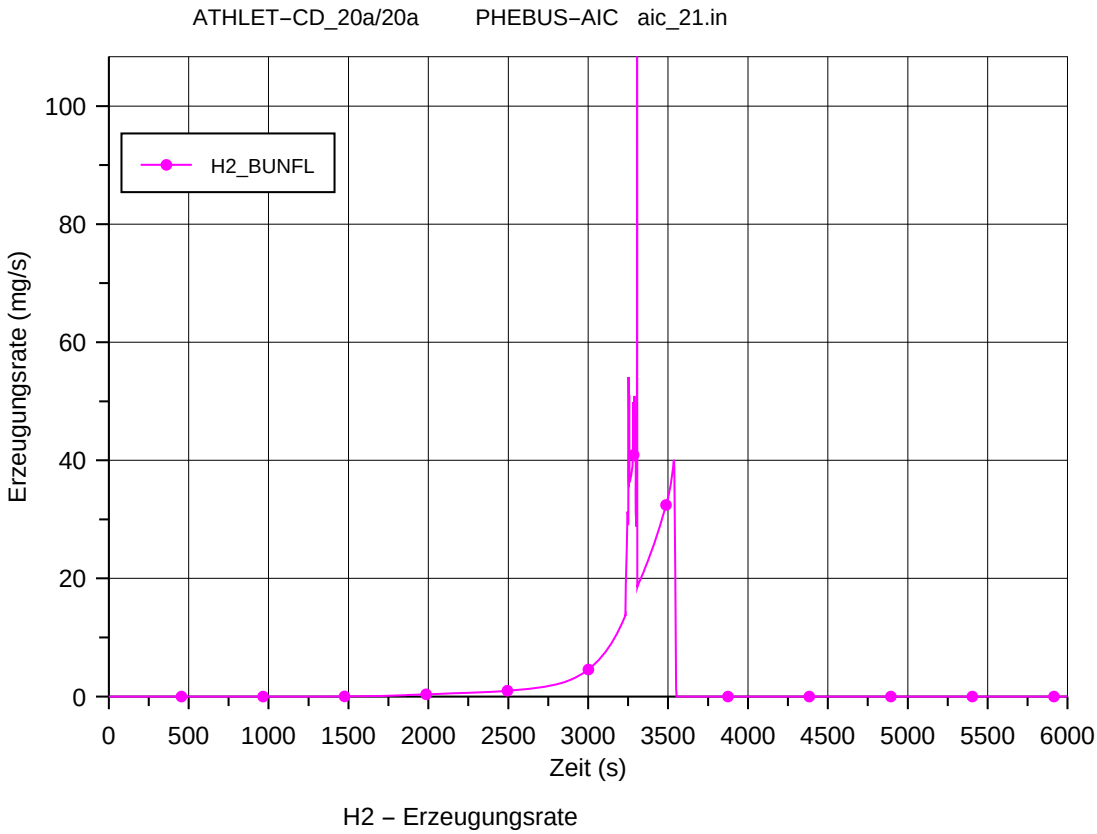
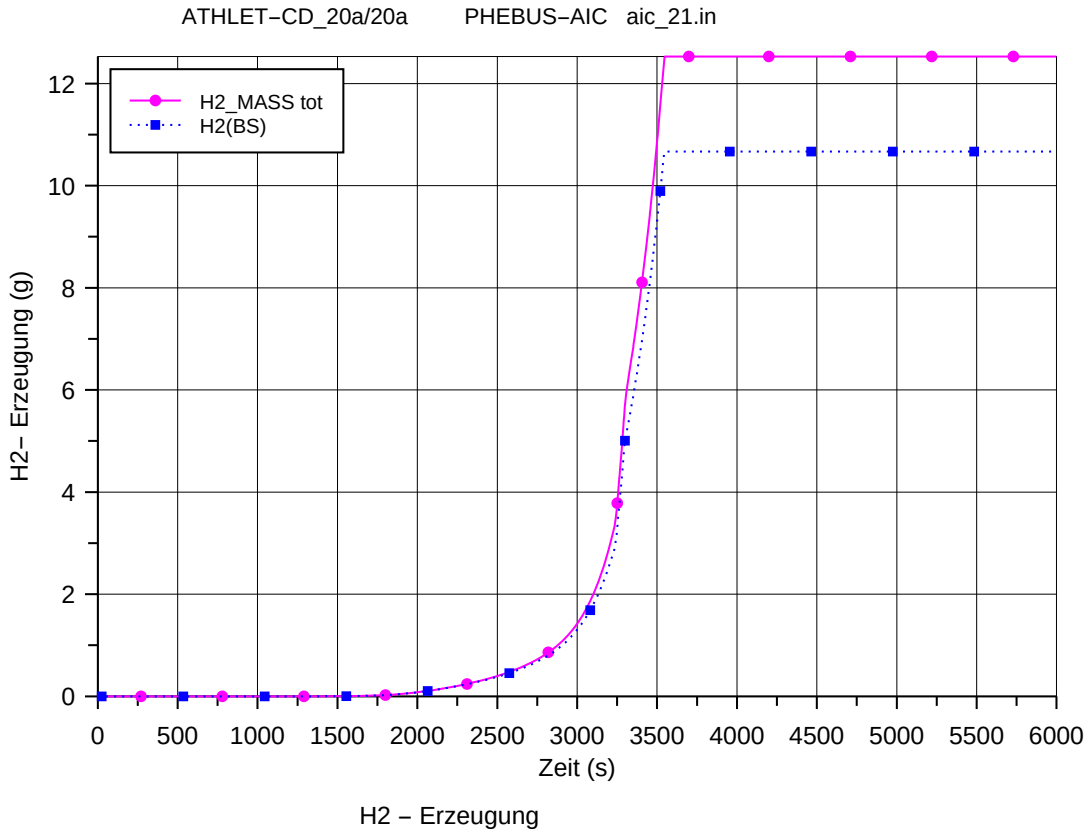


Abb. 4.6-4: PHEBUS SFD AIC: Oxidschichtdicken im Testbündel (2. Rechnung)



H2 – Erzeugungsrate



H2 – Erzeugung

Abb. 4.6-5: PHEBUS SFD AIC: H2- Erzeugungsrate und erzeugte Masse (2. Rechnung)

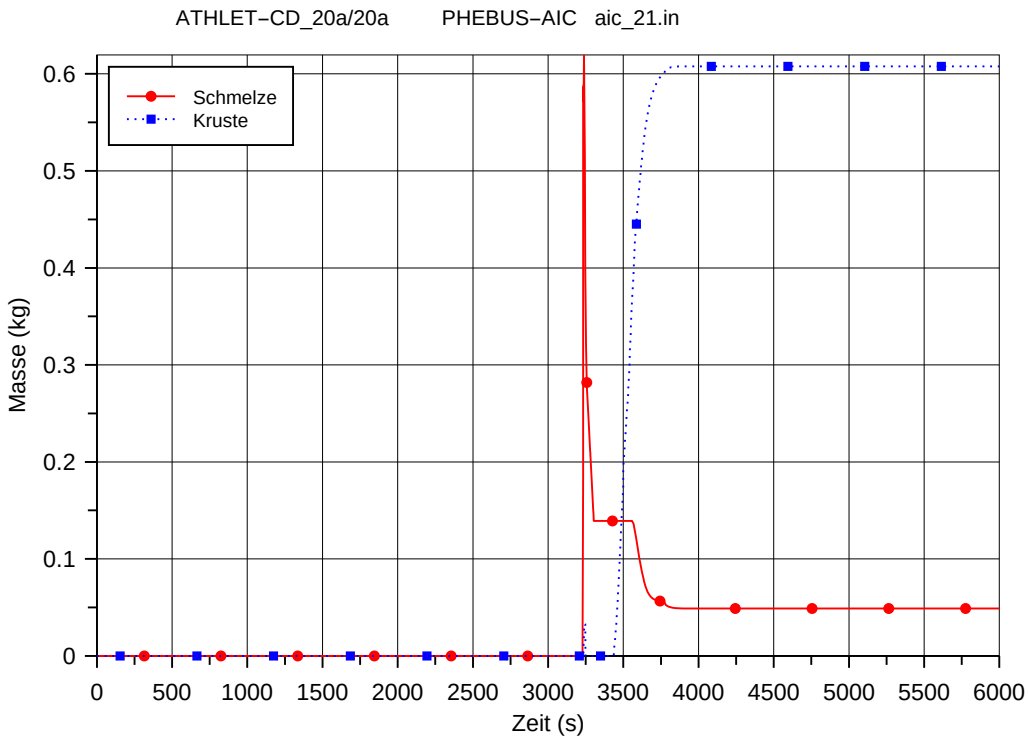


Abb. 4.6-6: PHEBUS SFD AIC: Massen Schmelze / Kruste des Steuerstabs (2. Rechnung)

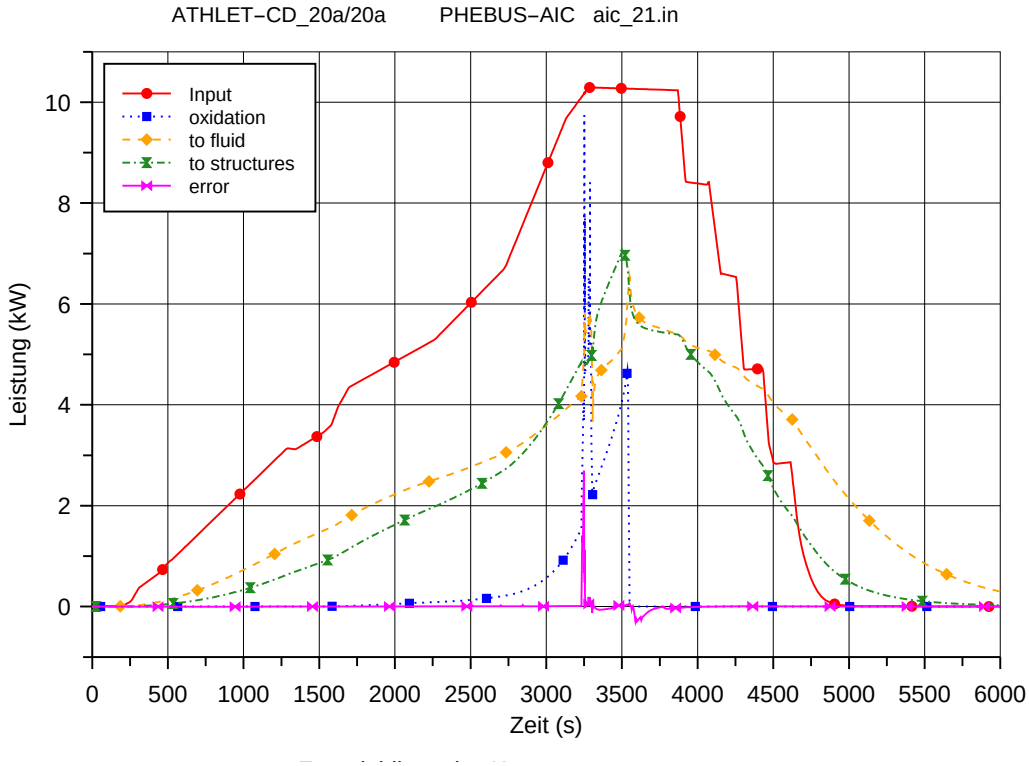
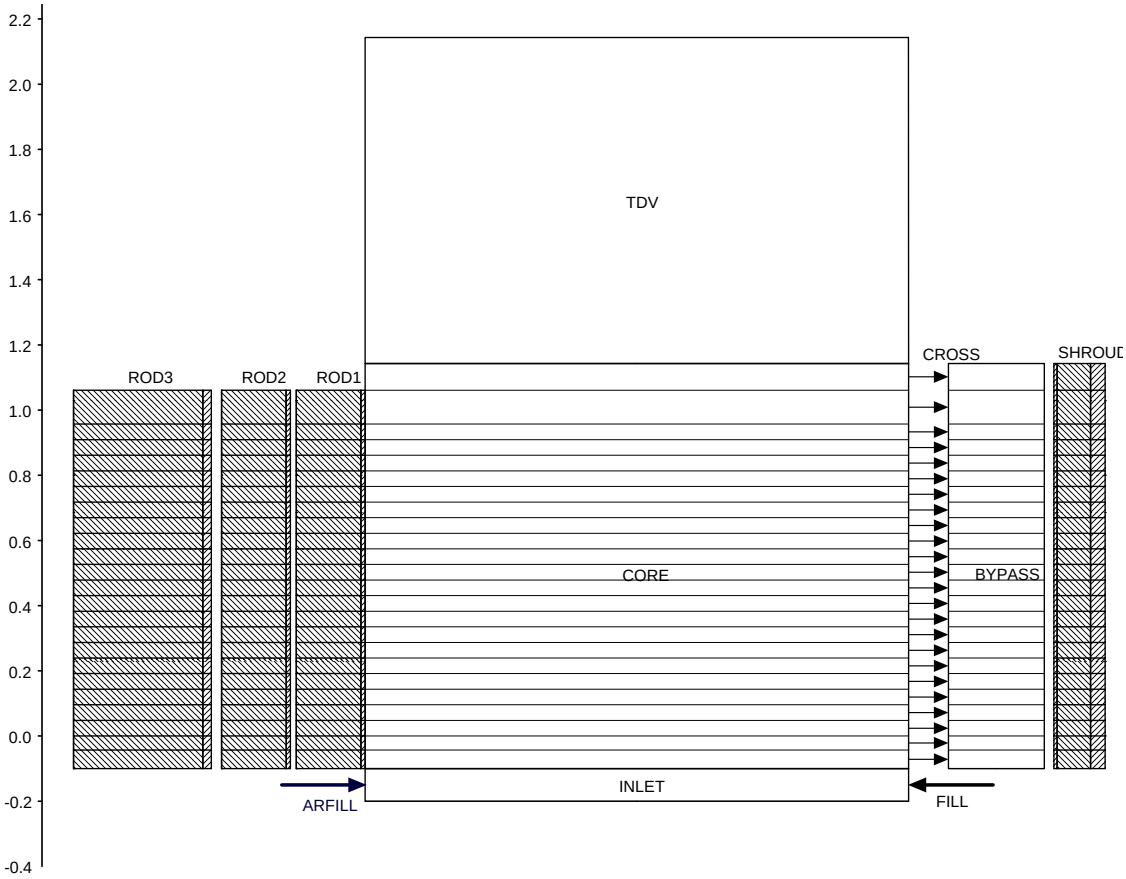
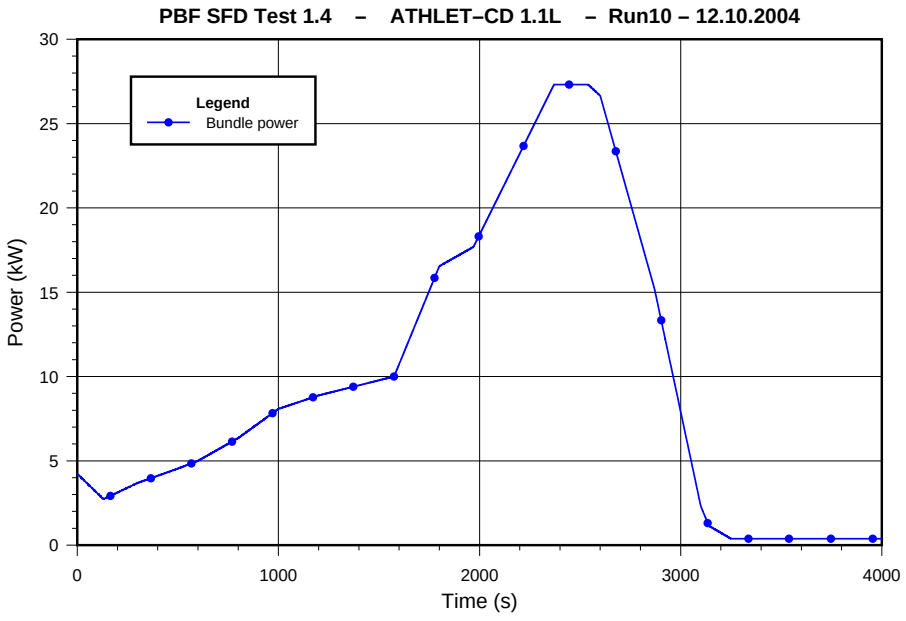


Abb. 4.6-7: PHEBUS SFD AIC: Energiebilanz des Bündels (2. Rechnung)



ATHLET-CD Nodalization for PBF Test SFD 1.4

Abb. 4.7-1: PBF SFD 1-4: ATHLET-CD Nodalisierung



Bundle power

Abb. 4.7-2: PBF SFD 1-4: Nukleare Bündelleistung

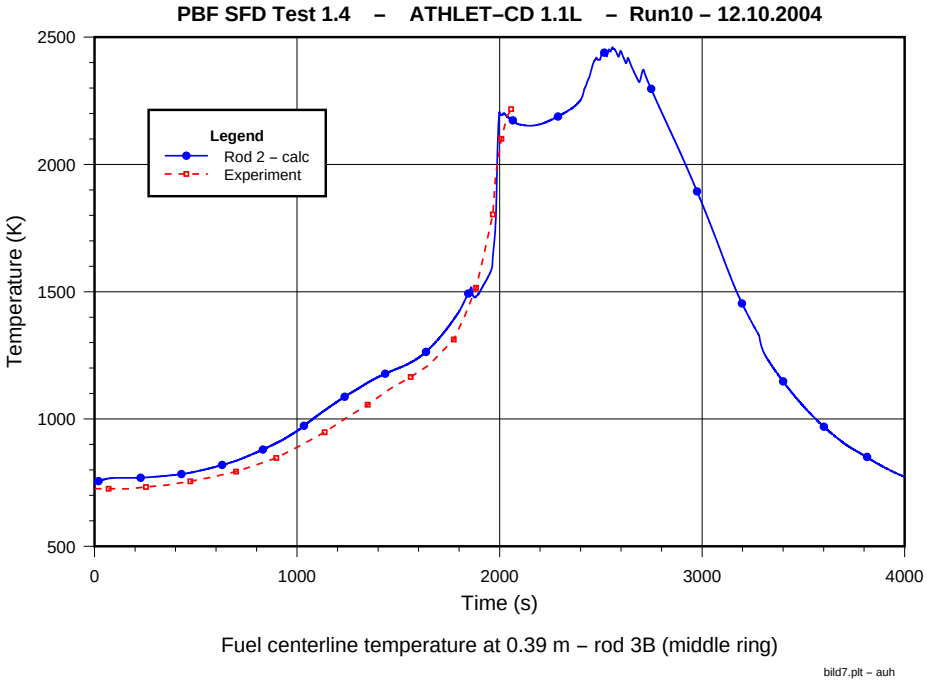


Abb. 4.7-3: PBF SFD 1-4: Brennstofftemperaturen in der Höhe von 0,39 m

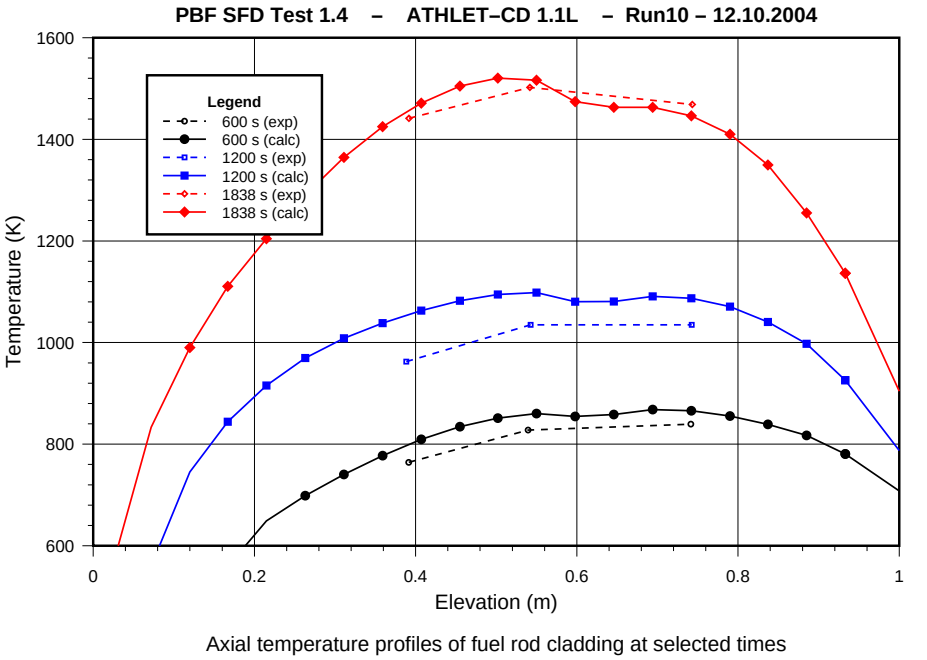


Abb. 4.7-4: PBF SFD 1-4: Axiale Profile der Hüllrohrtemperaturen

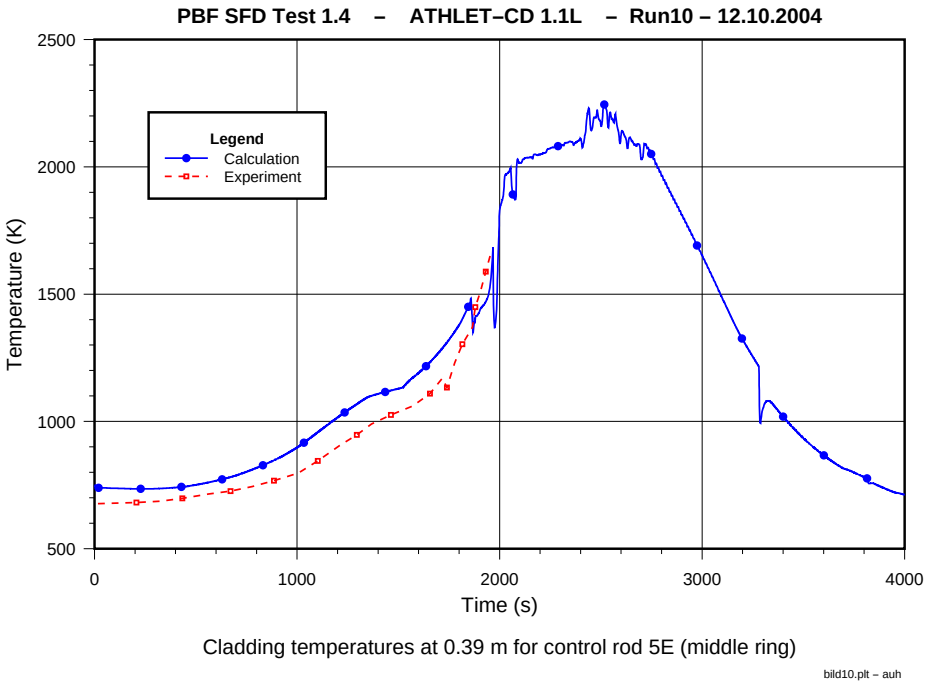


Abb. 4.7-5: PBF SFD 1-4: Steuerstab-Führungsrohrtemperaturen

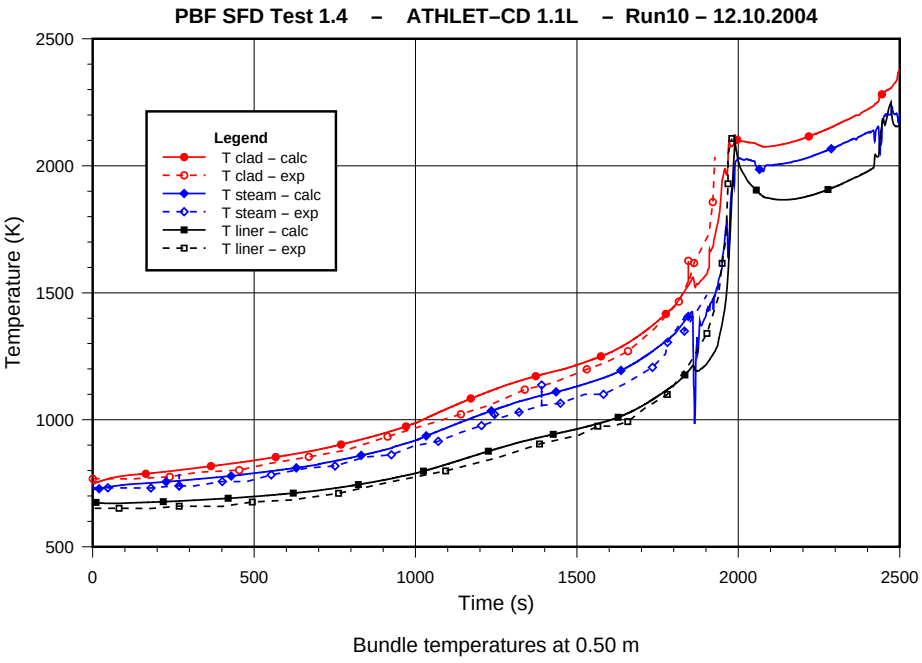


Abb. 4.7-6: PBF SFD 1-4: Temperaturverläufe des Dampfs, des Hüllrohrs und der Bündelumfassung in der Höhe von 0,5 m

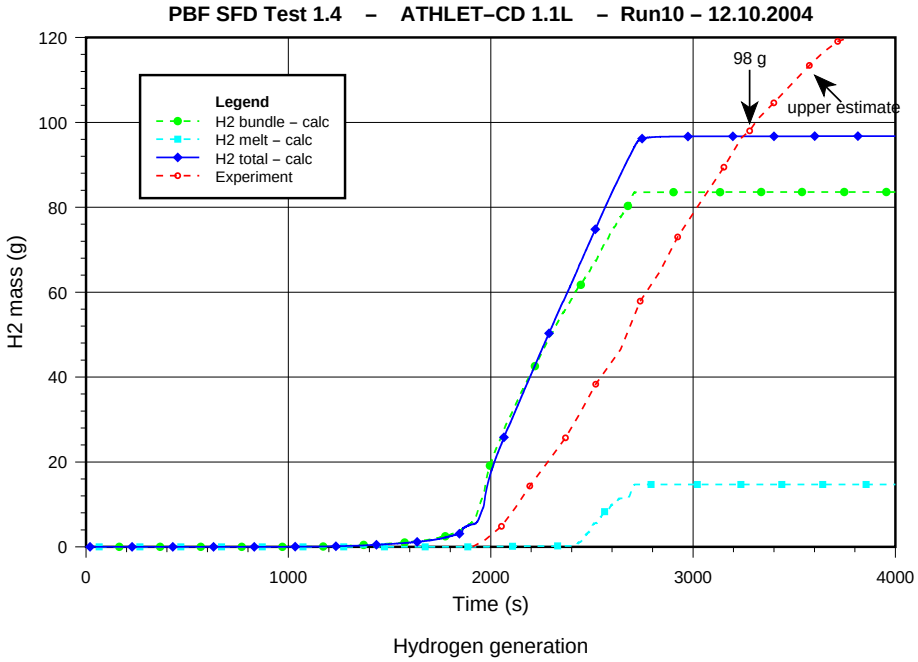


Abb. 4.7-7: PBF SFD 1-4: Erzeugte Wasserstoffmasse

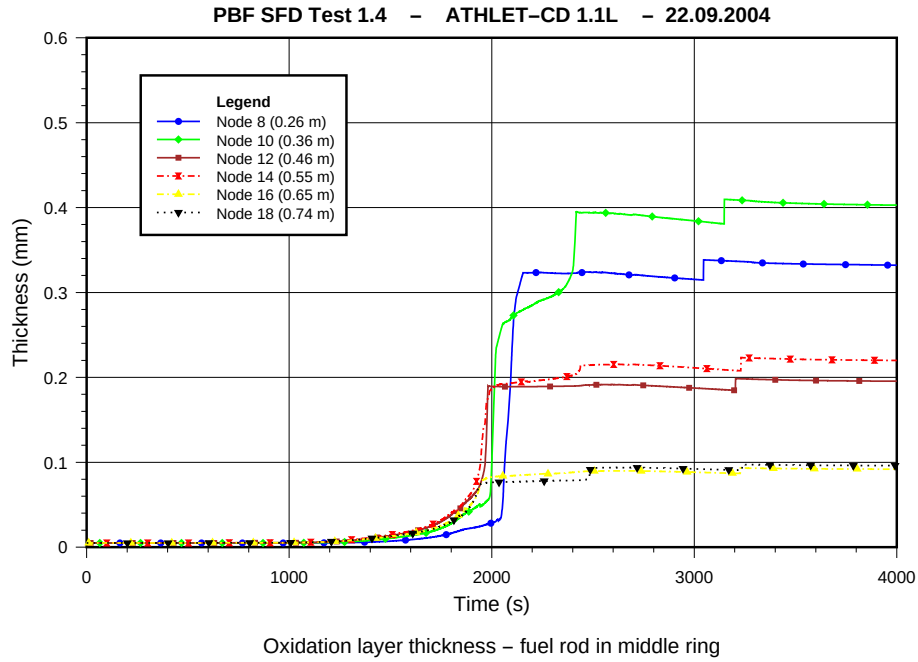
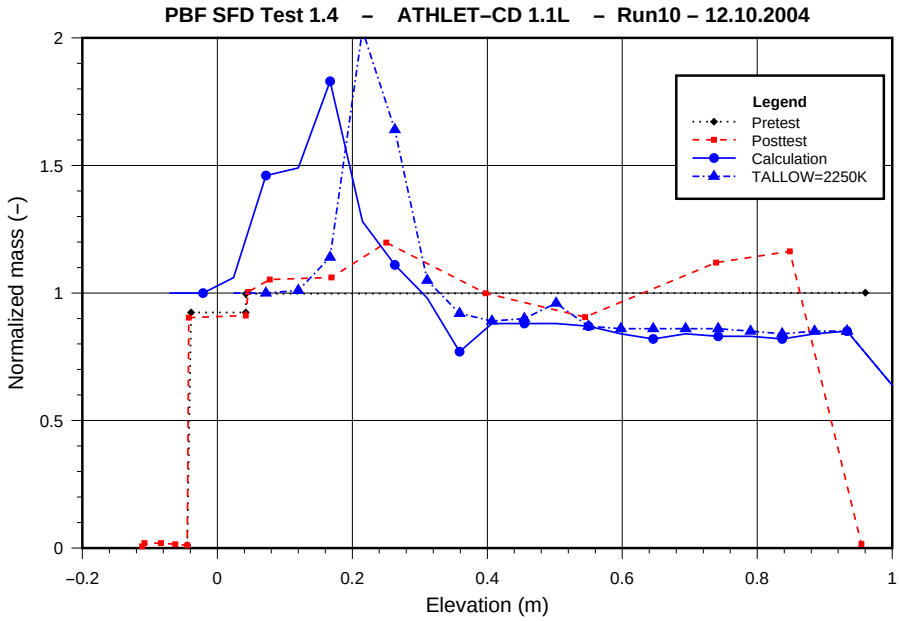
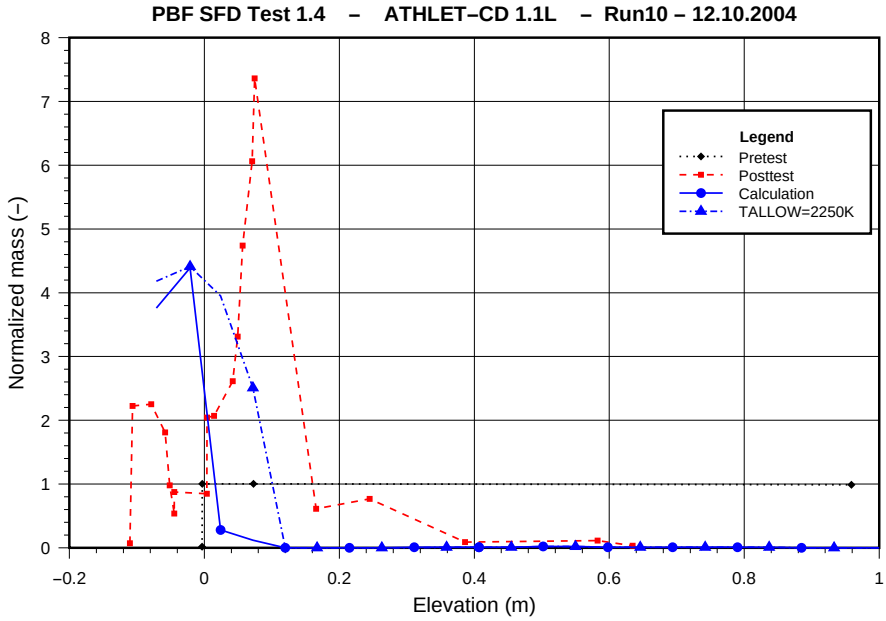


Abb. 4.7-8: PBF SFD 1-4: Oxidschicht – Brennstab in der mittleren Zone (Stab 3B)



Normalized fuel rod mass distribution



Normalized control rod mass distribution

fw.plt – auh

Abb. 4.7-9: PBF SFD 1-4: Axiale Massenverteilung am Ende des Versuchs

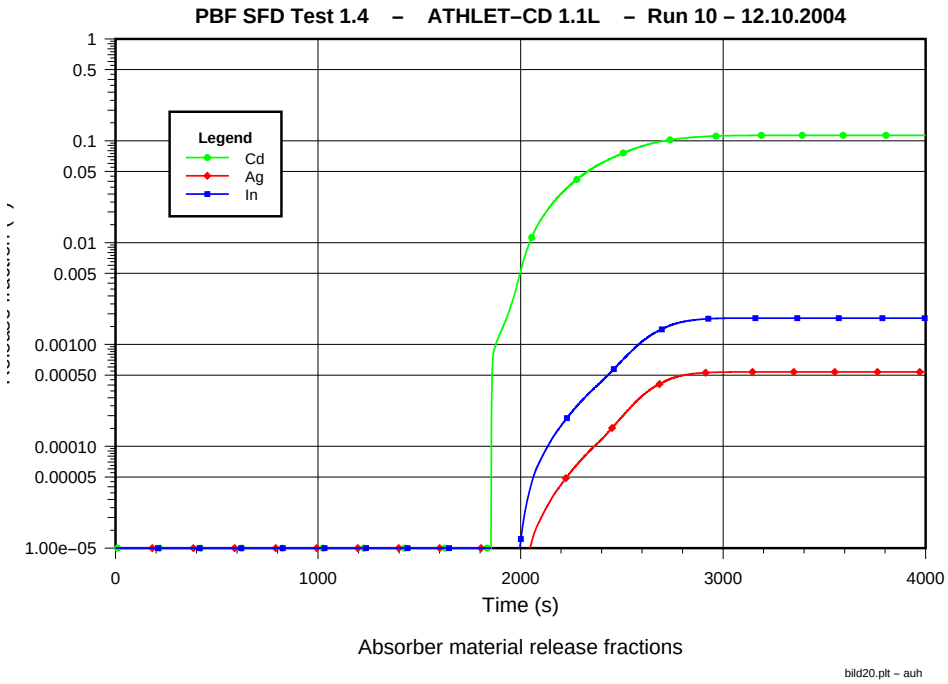


Abb. 4.7-10: PBF SFD 1-4: Freisetzungsanteile von Absorbermaterialien

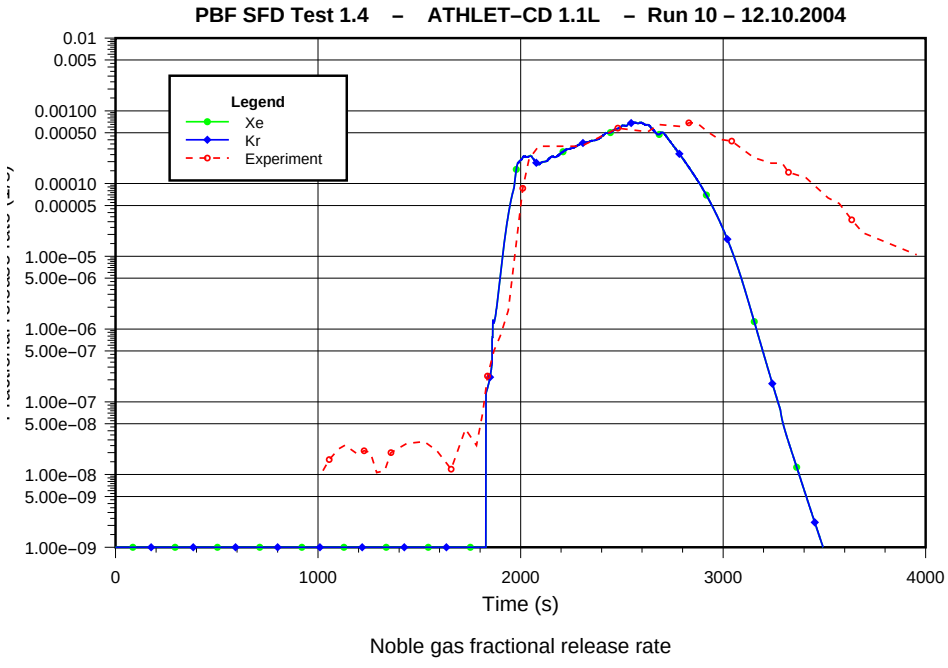


Abb. 4.7-11: PBF SFD 1-4: Normierte Freisetzungsraten von Edelgasen

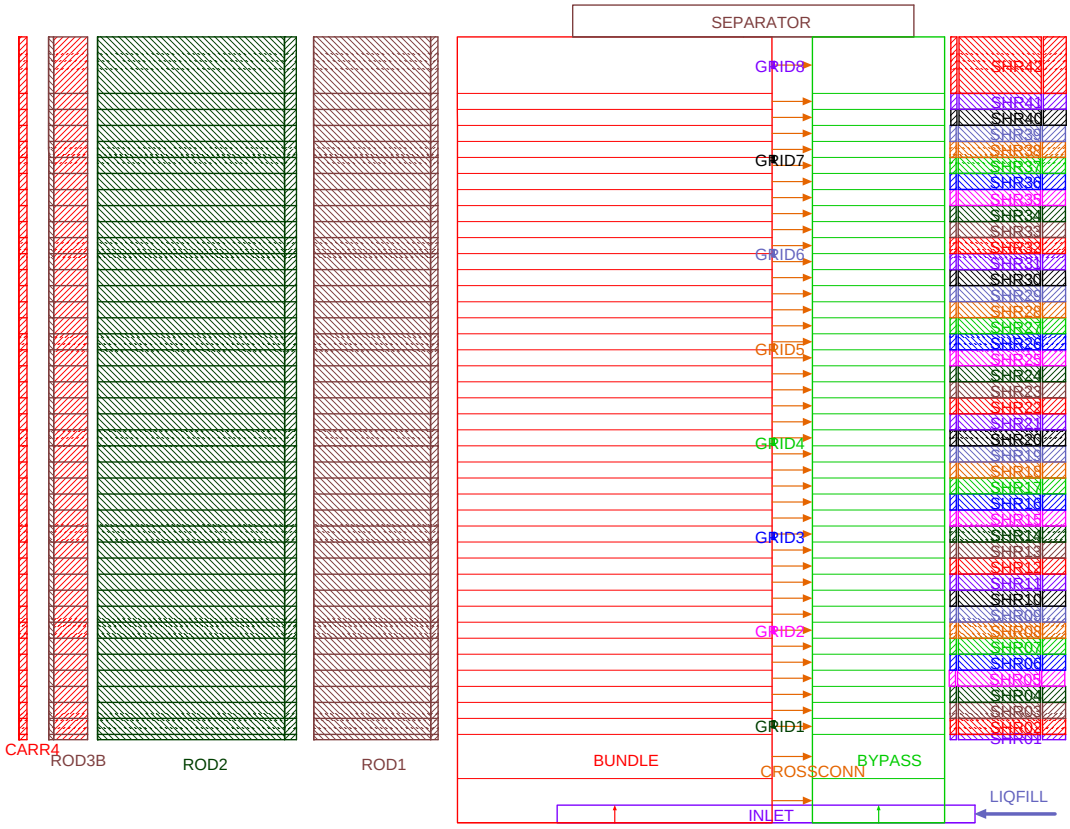


Abb. 4.8-1: FLHT-5: Nodalisierung der Teststrecke

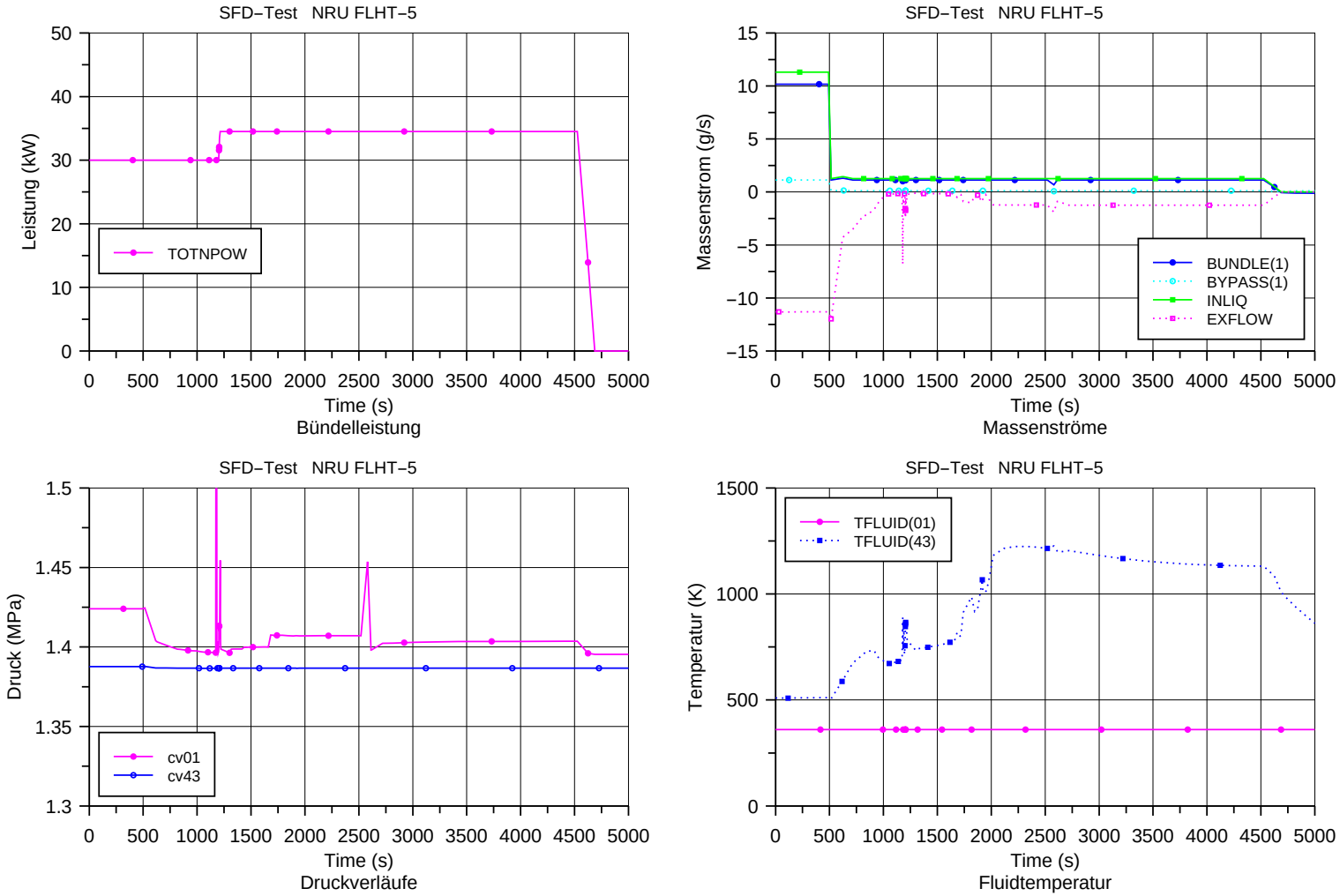


Abb. 4.8-2: FLHT-5: Anfangs- und Randbedingungen

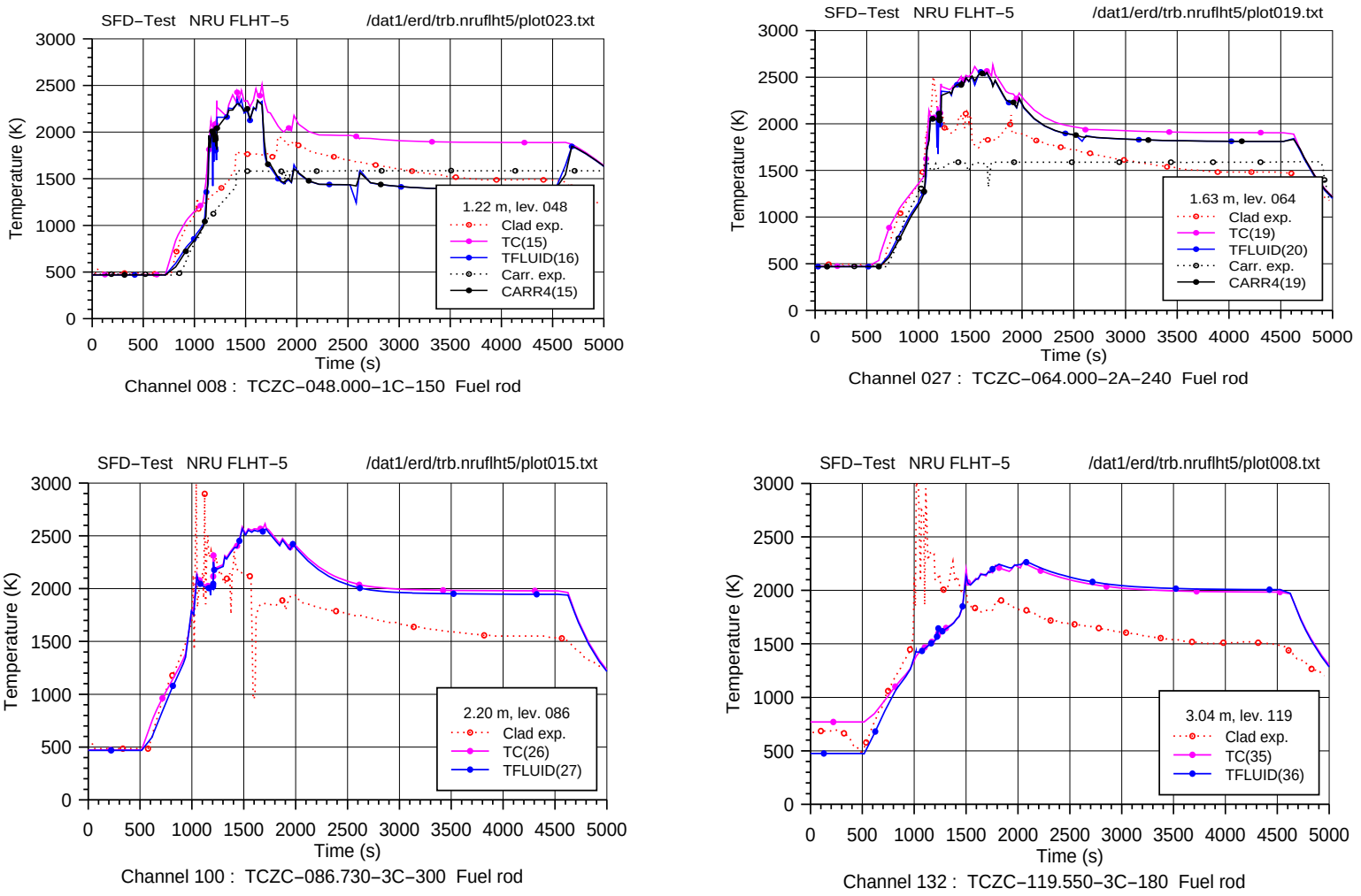
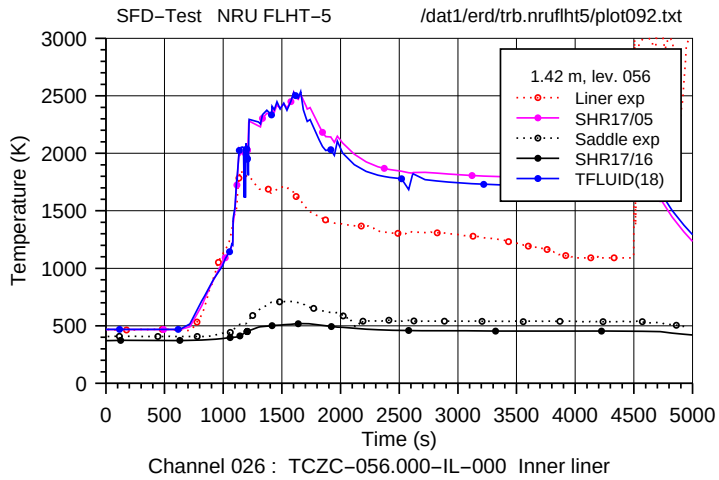
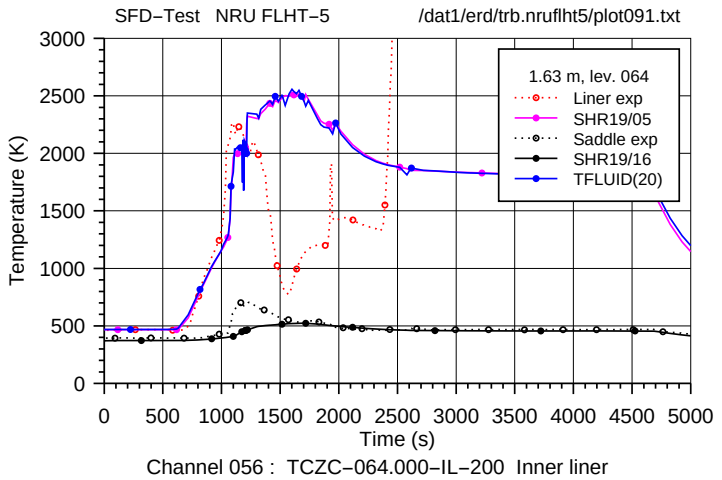
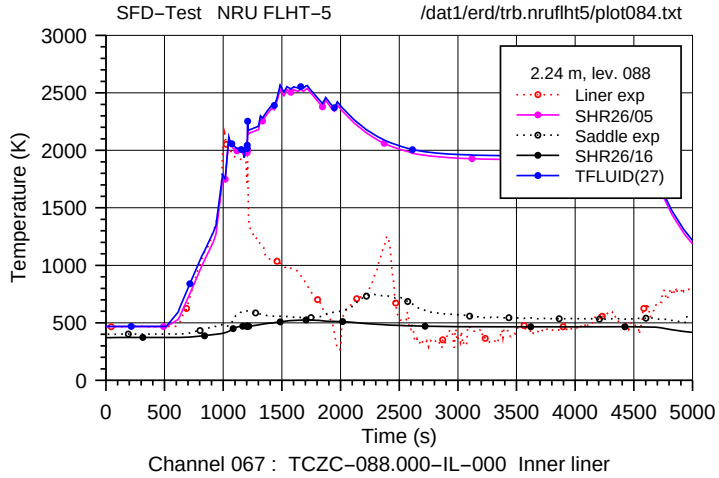


Abb. 4.8-3: FLHT-5: Temperaturverläufe im Bündel







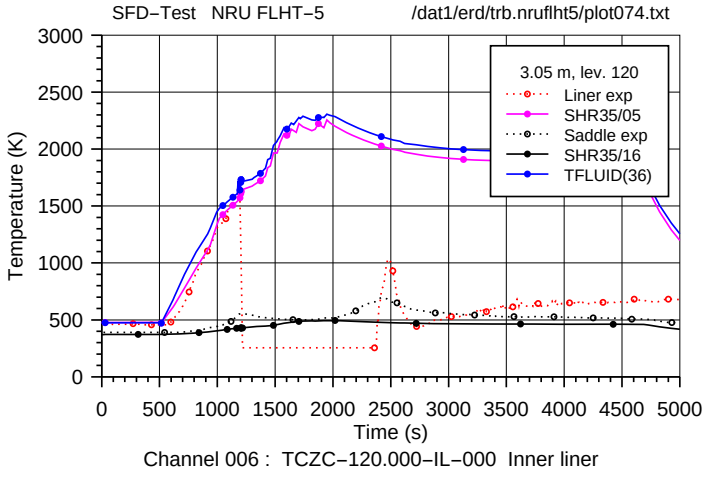
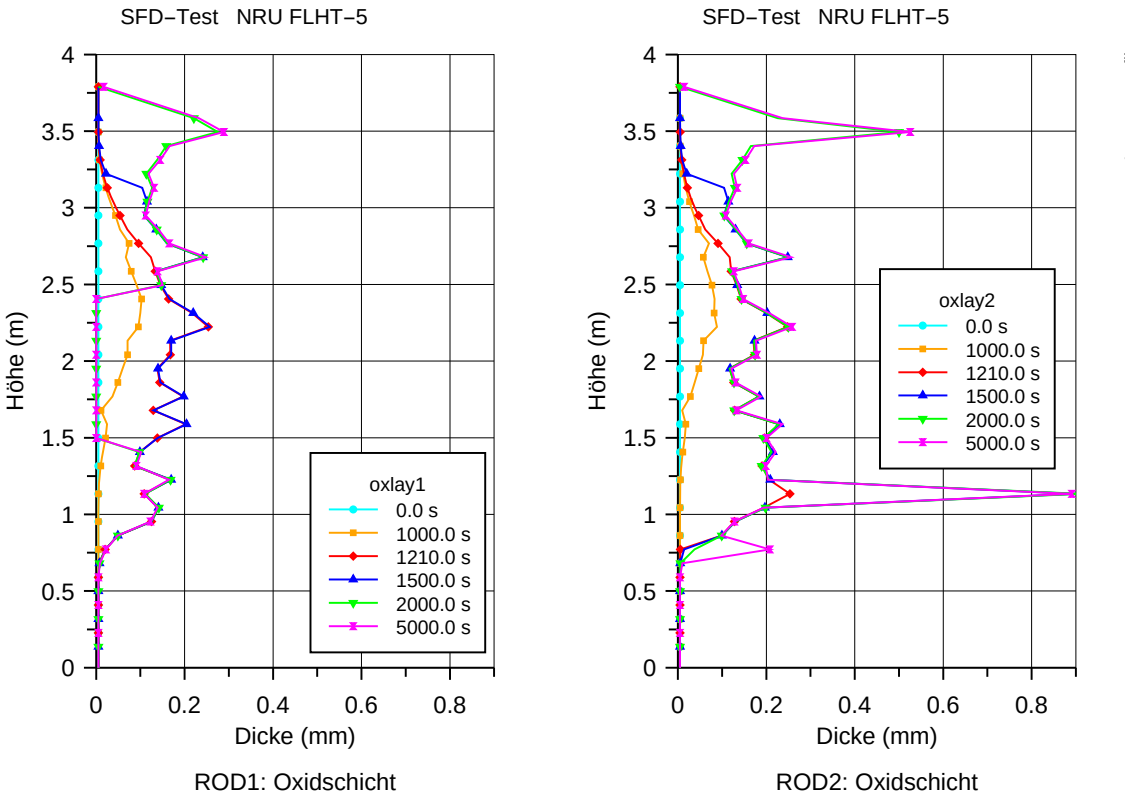
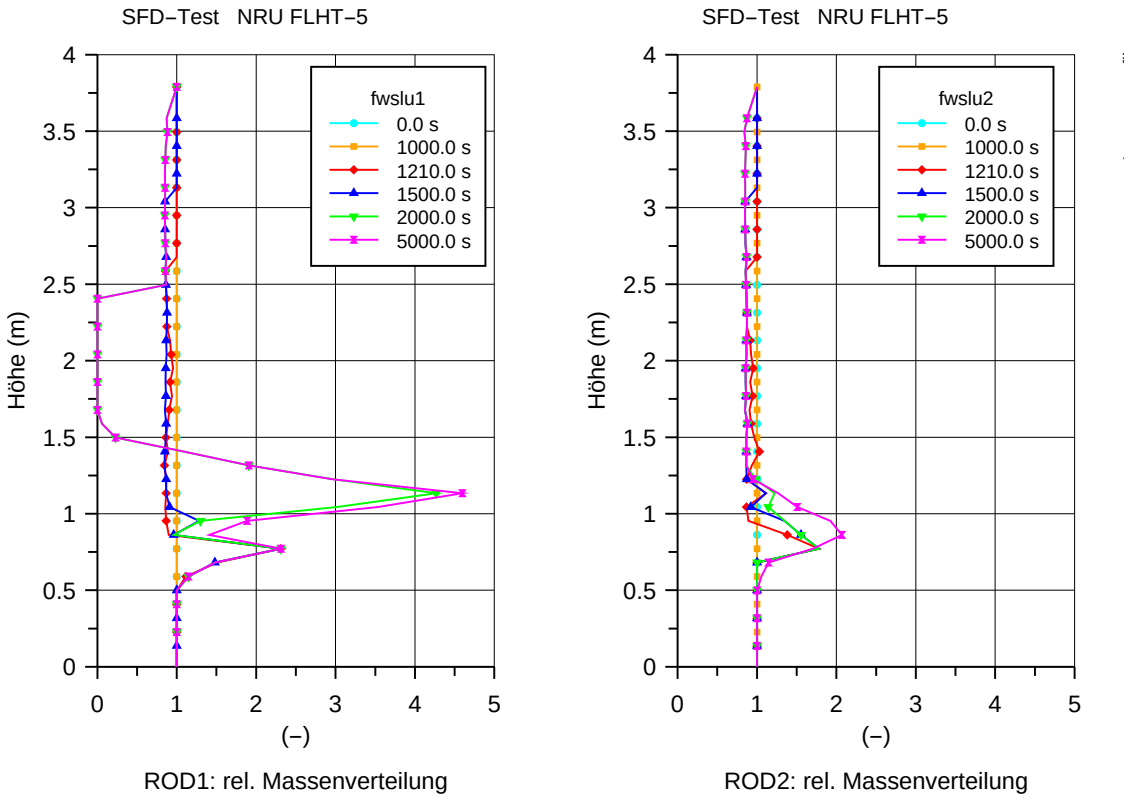


Abb. 4.8-4: FLHT-5: Temperaturverläufe im Shroud



ROD1: Oxidschicht ROD2: Oxidschicht

Abb. 4.8-5: FLHT-5: Oxid- Schichtdicken



ROD1: rel. Massenverteilung ROD2: rel. Massenverteilung

Abb. 4.8-6: FLHT-5: rel. Massenverteilung der Brennstäbe

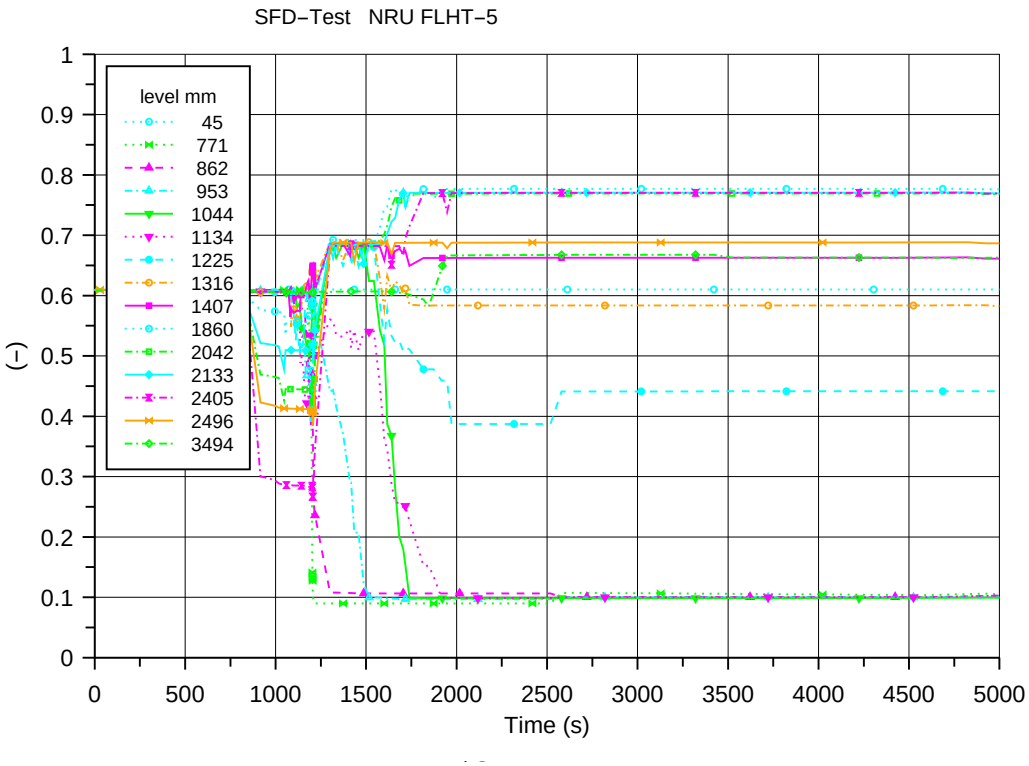


Abb. 4.8-7: FLHT-5: Porosität, Fluidvolumen / Gesamtvolumen einer Zone

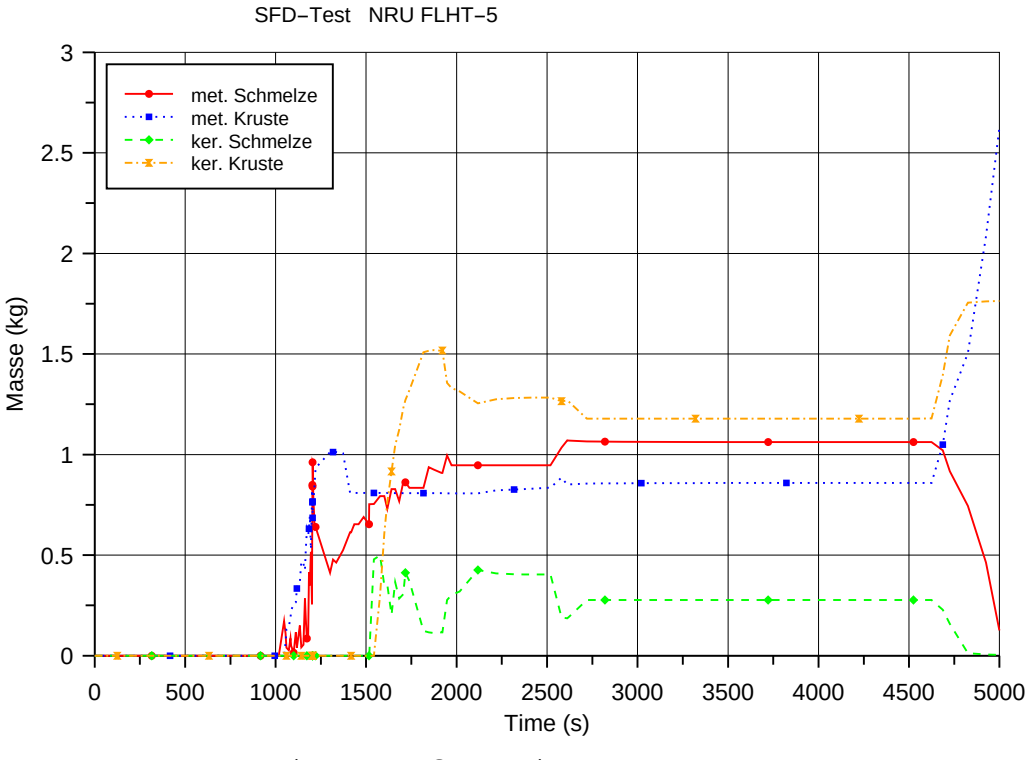
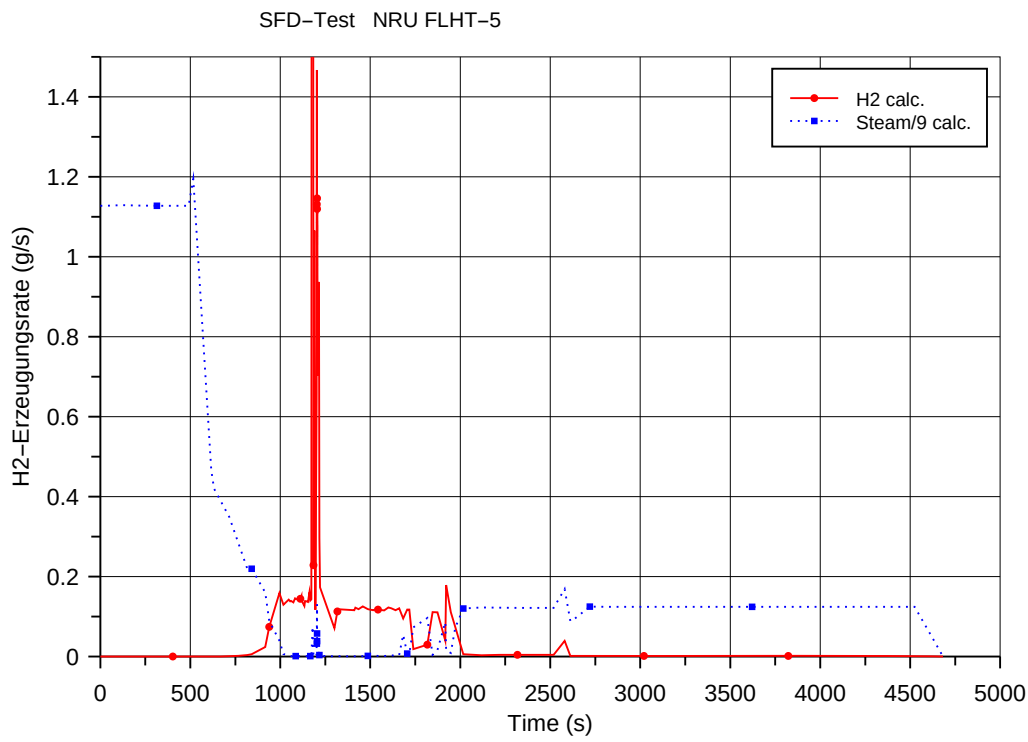


Abb. 4.8-8: FLHT-5: Massen met. / keramischer Schmelzen / Krusten



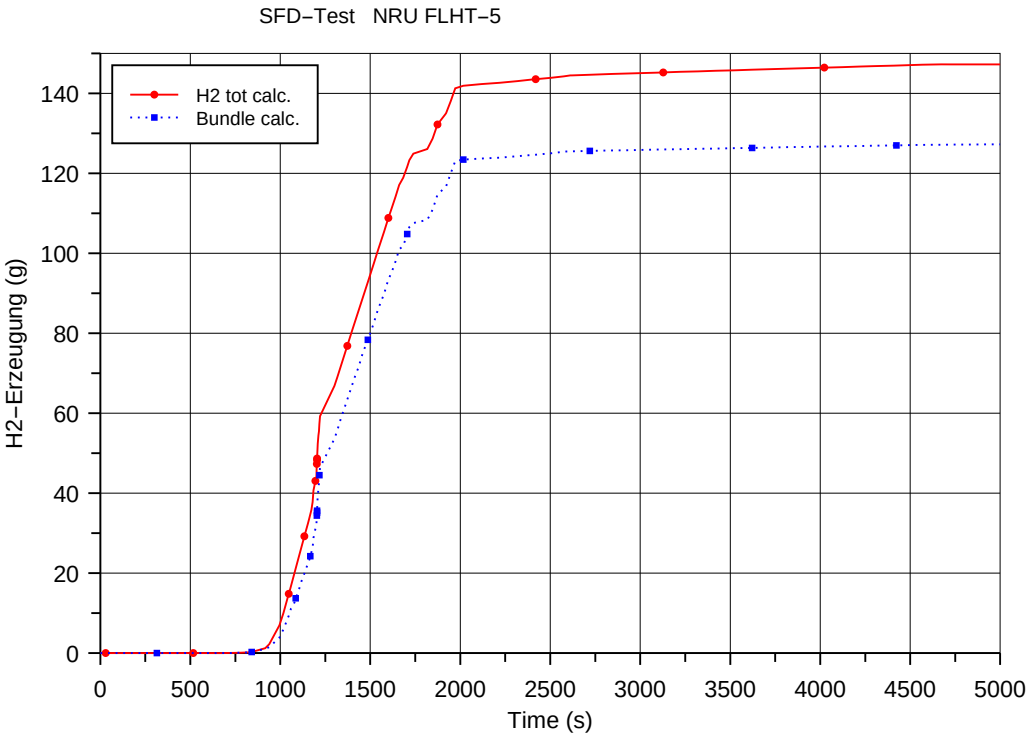


Abb. 4.8-9: FLHT-5: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte H_2-Masse

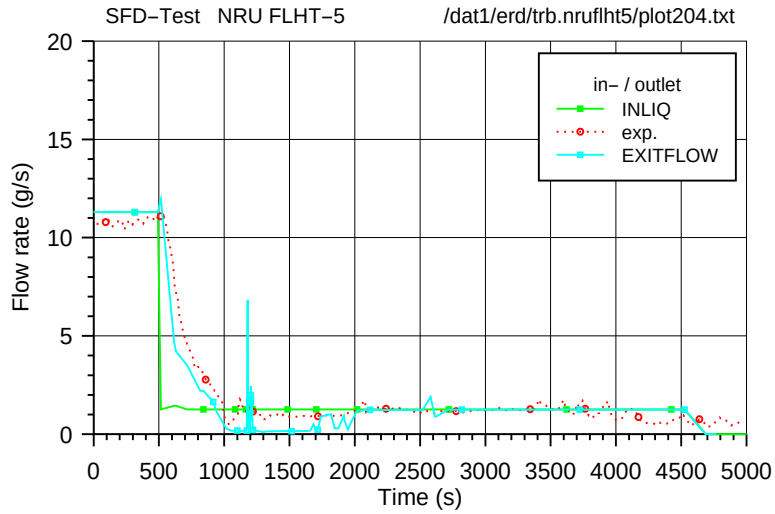


Abb. 4.8-10: FLHT-5: Ein- und Ausströmraten

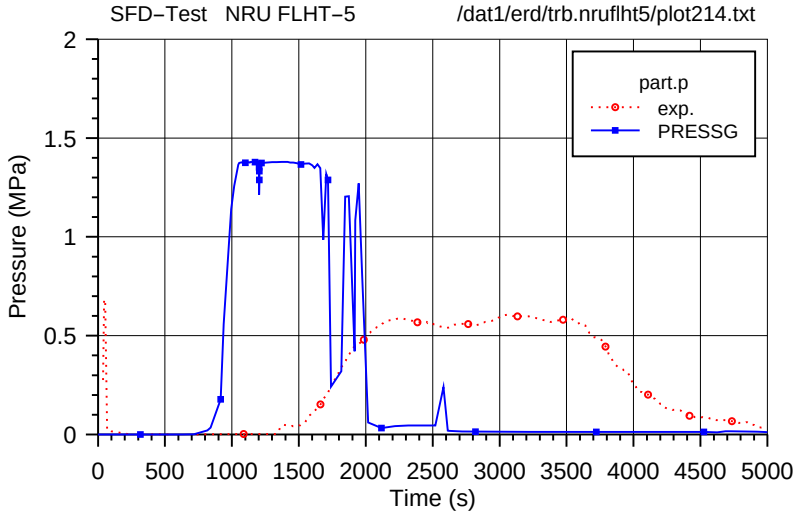


Abb. 4.8-11: FLHT-5: H_2 – Partialdruck

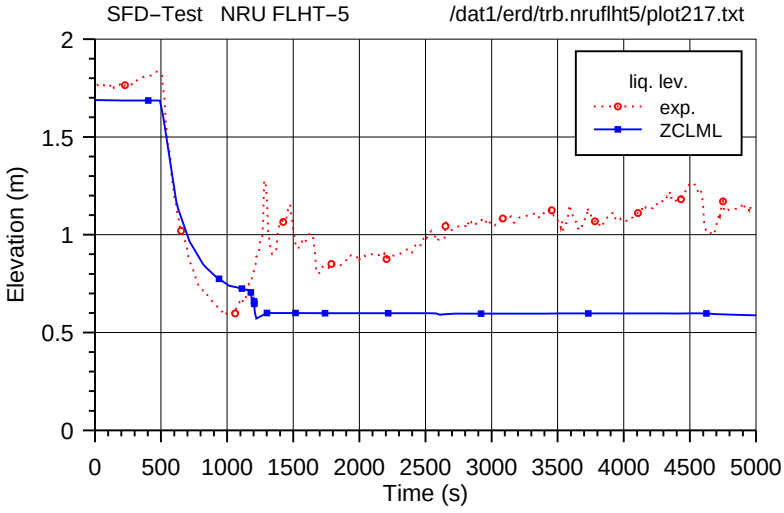


Abb. 4.8-12: FLHT-5: Verlauf des kollabierten Wasserspiegels

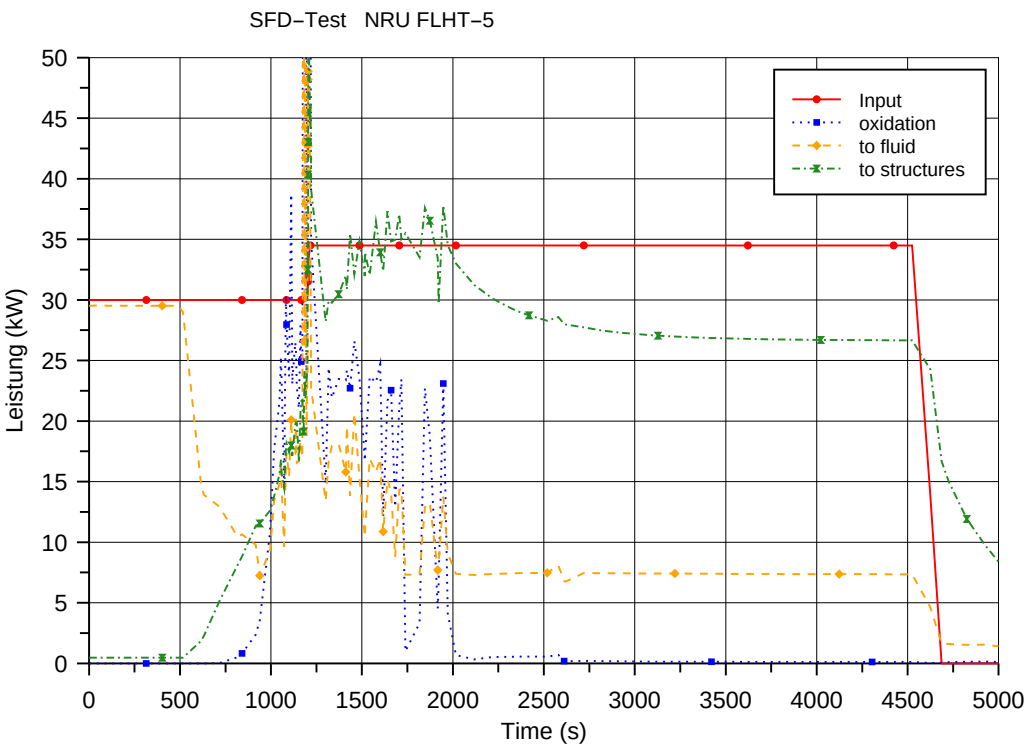
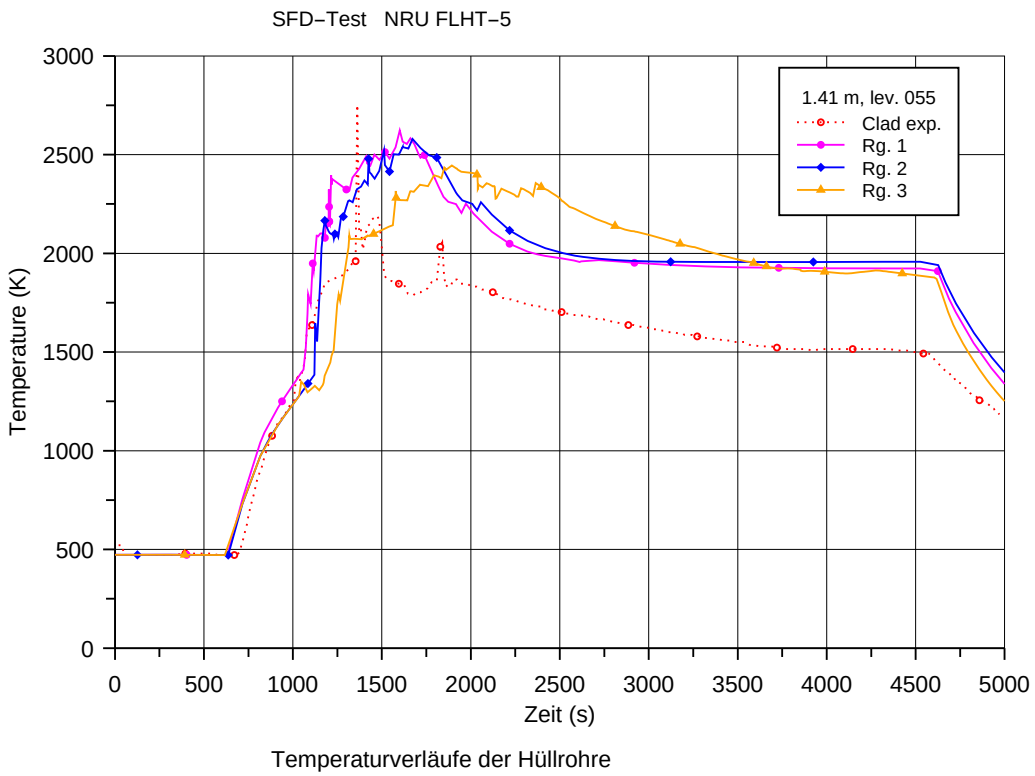
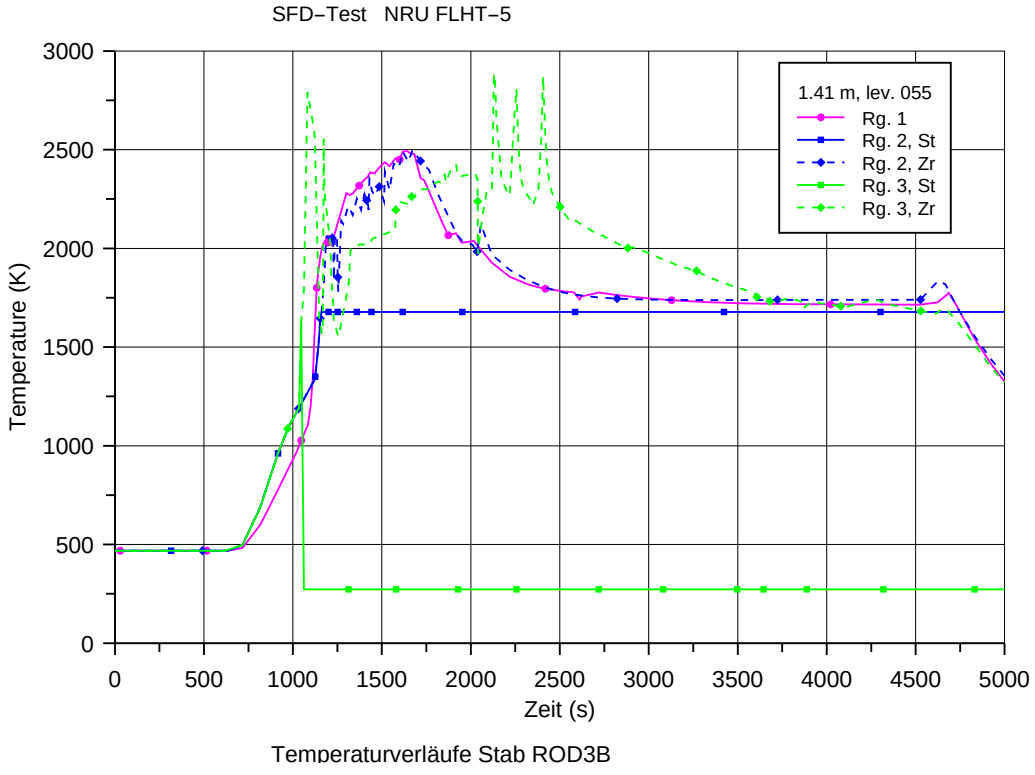


Abb. 4.8-13: FLHT-5: Energiebilanz

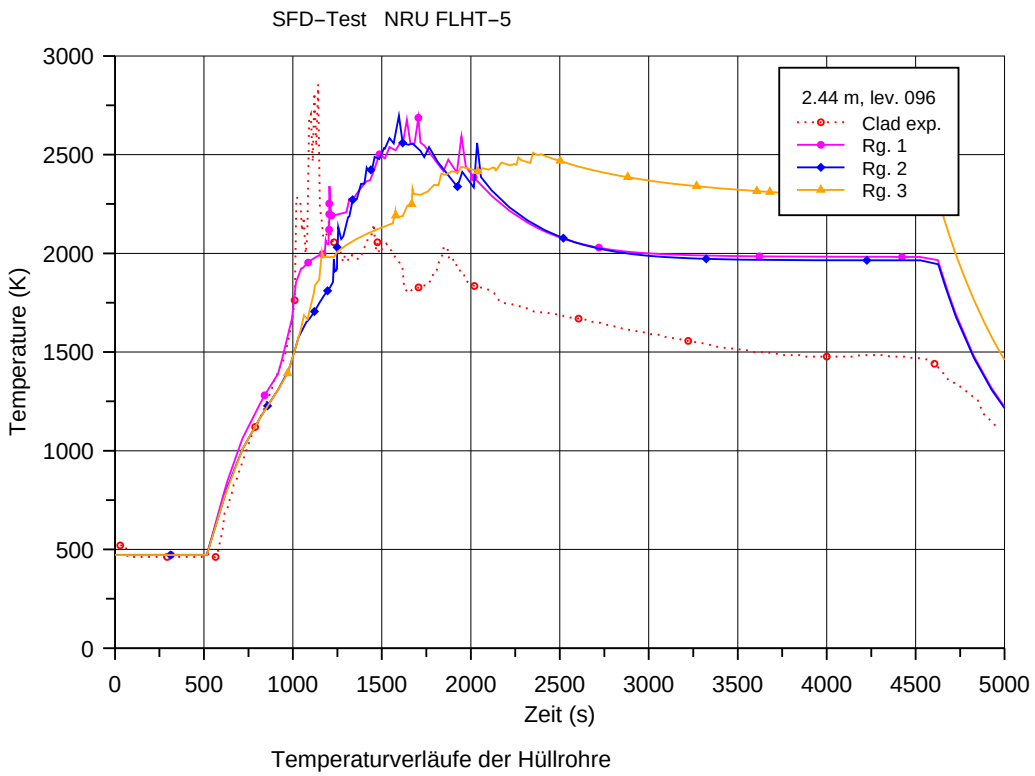


Temperaturverläufe der Hüllrohre

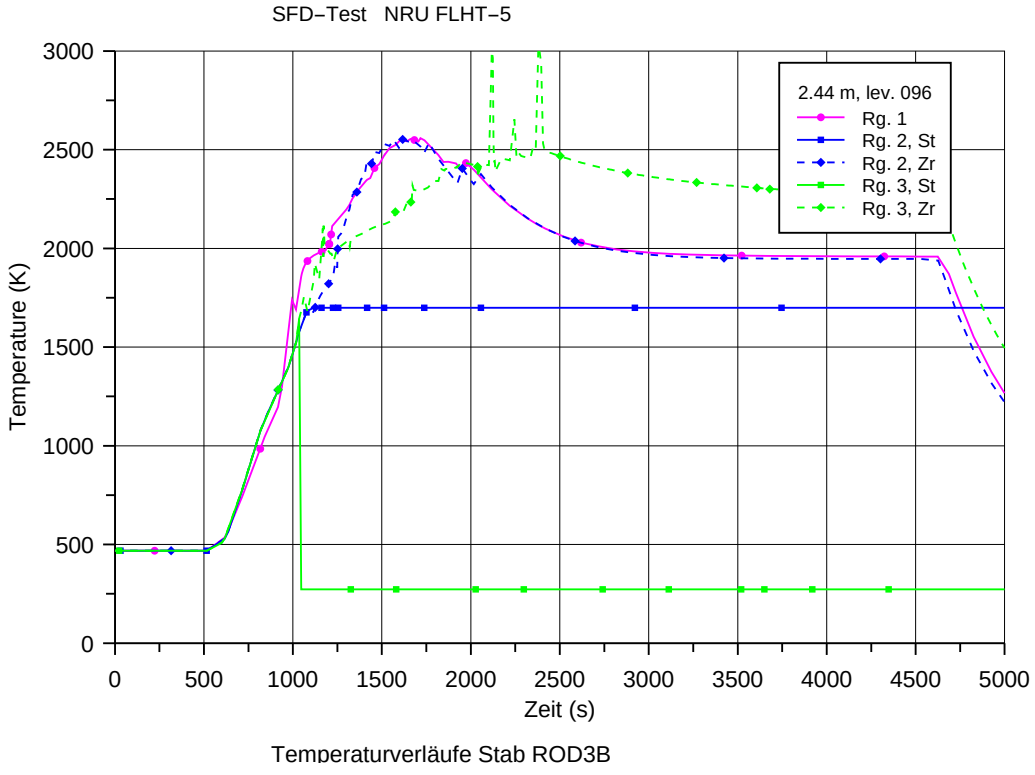


Temperaturverläufe Stab ROD3B

Abb. 4.8-14: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 1,41 m

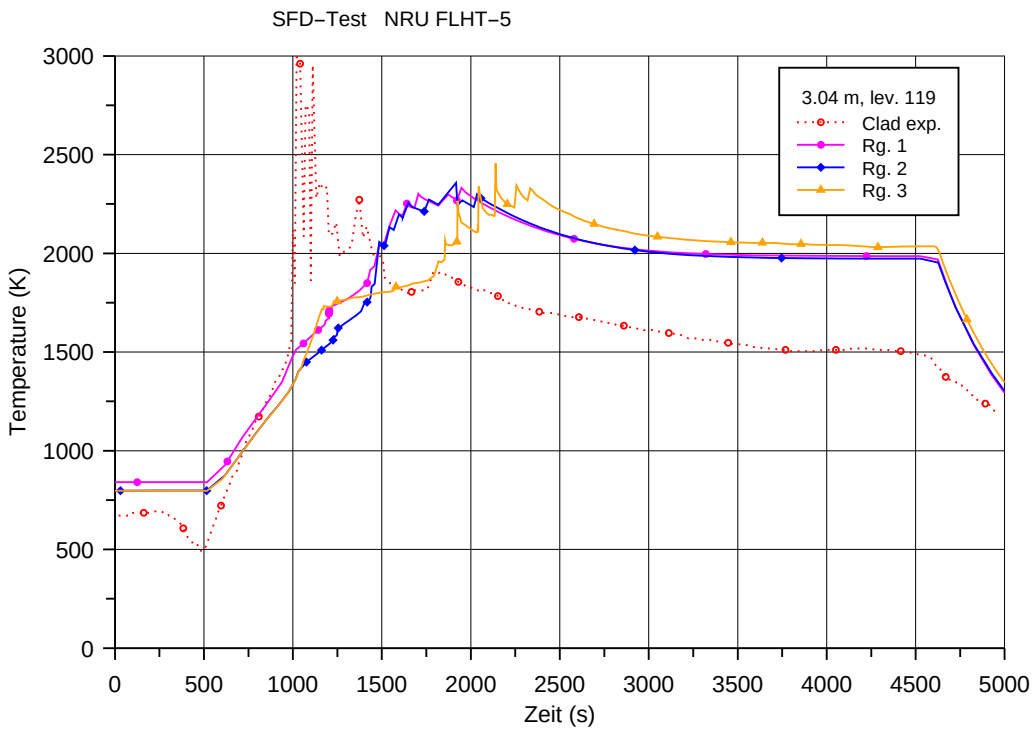


Temperaturverläufe der Hüllrohre

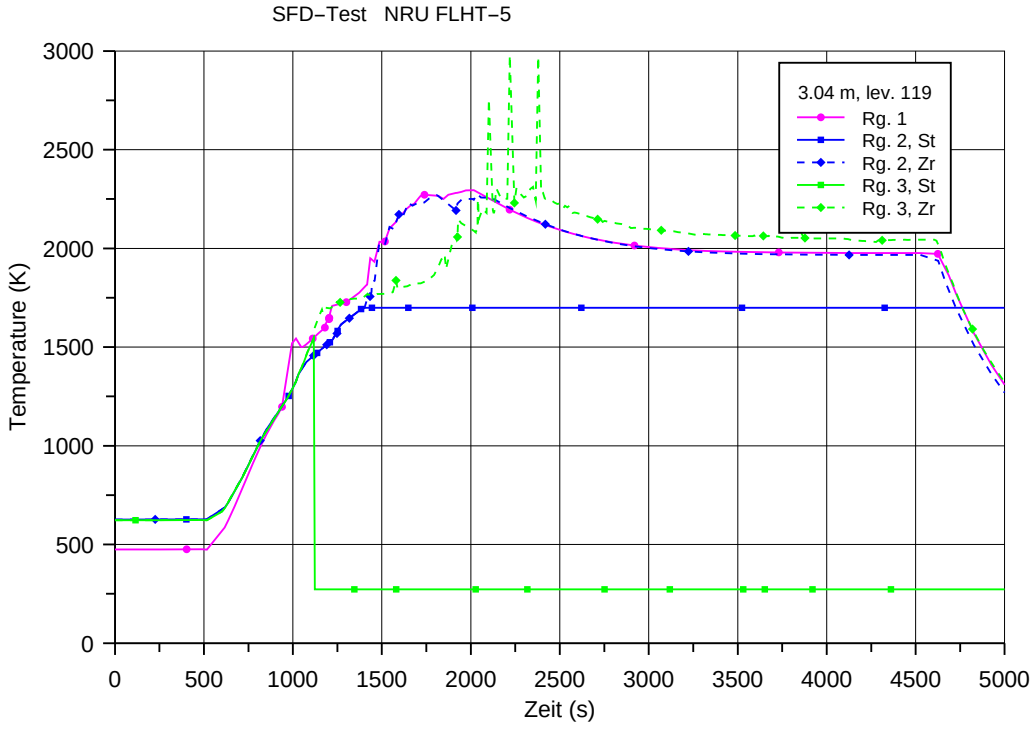


Temperaturverläufe Stab ROD3B

Abb. 4.8-15: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 2,44 m

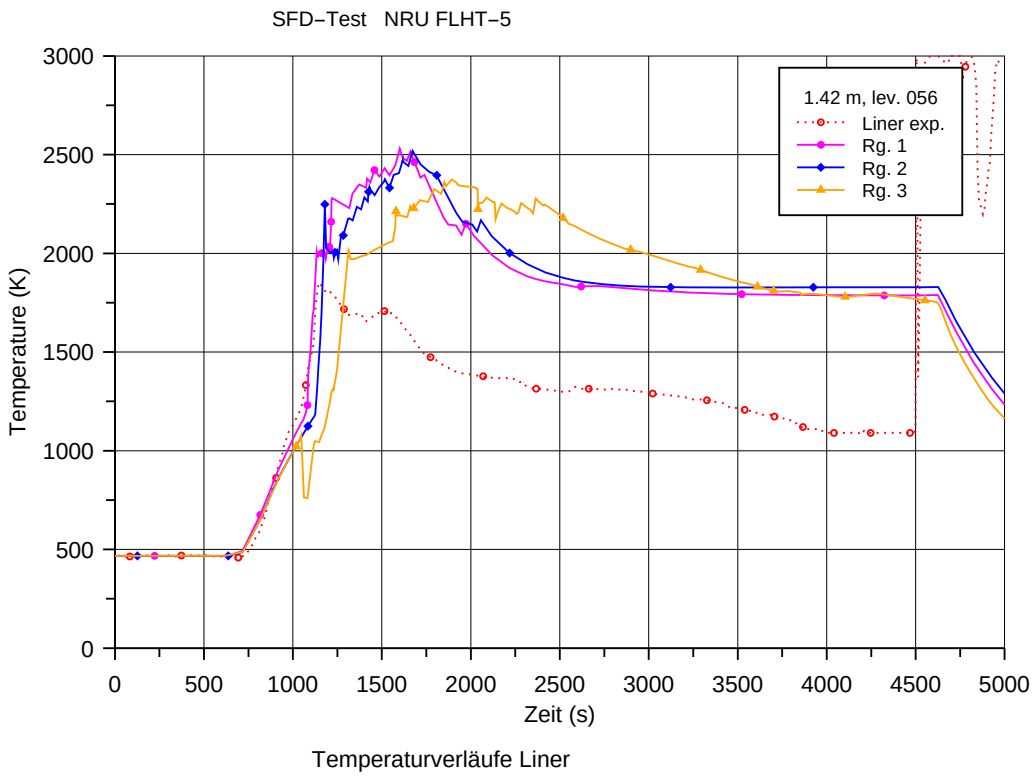


Temperaturverläufe der Hüllrohre

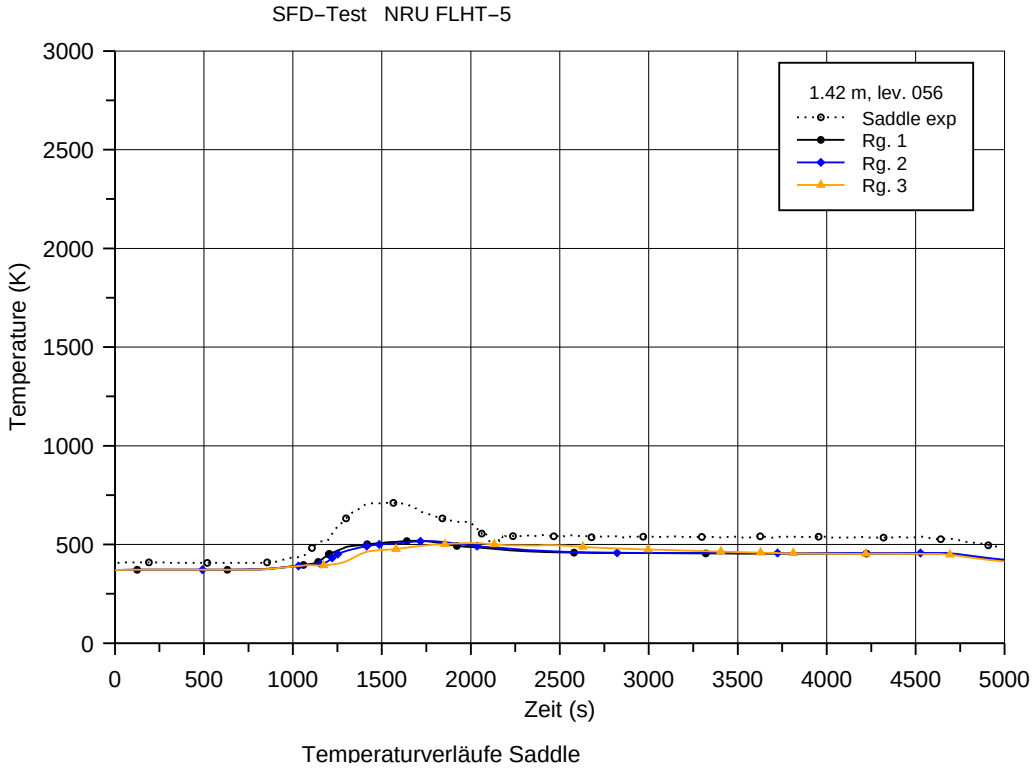


Temperaturverläufe Stab ROD3B

Abb. 4.8-16: FLHT-5: Temp.-verläufe der Hüllrohre und ROD3B bei 3,04 m

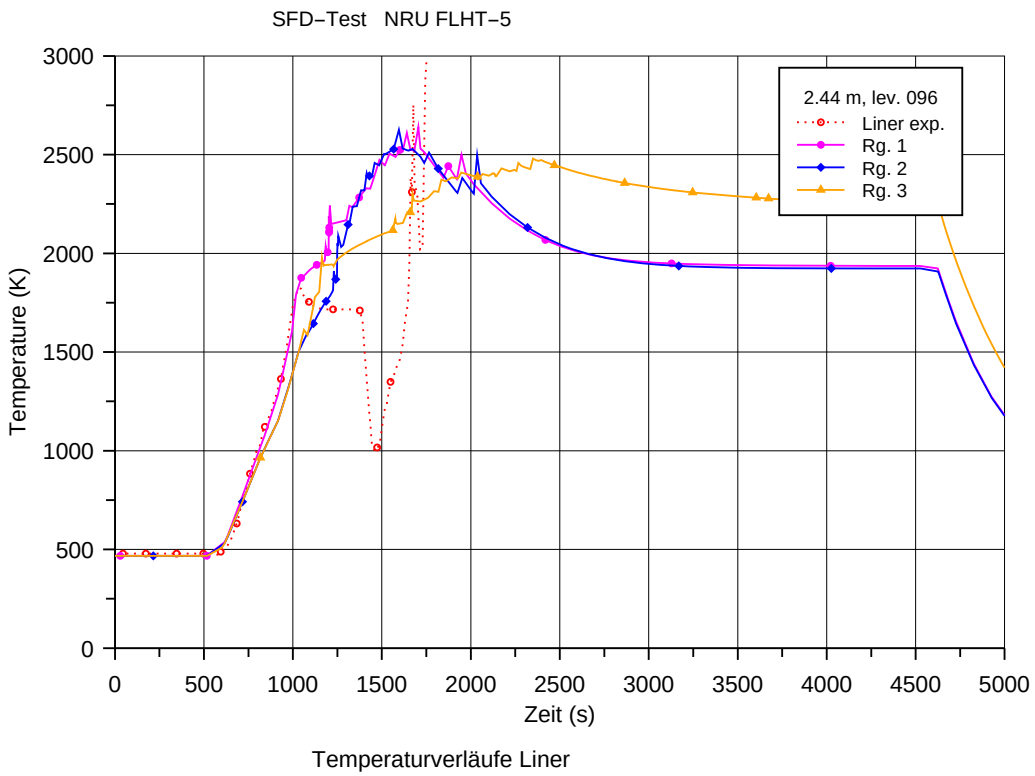


Temperaturverläufe Liner

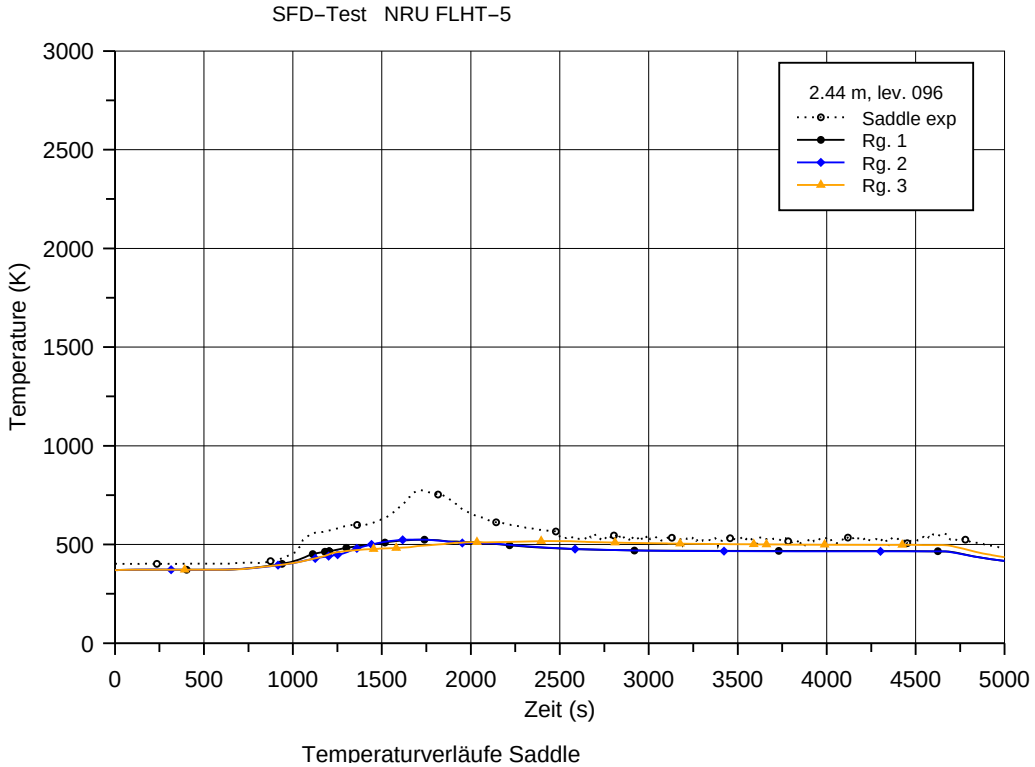


Temperaturverläufe Saddle

Abb. 4.8-17: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 1,42 m

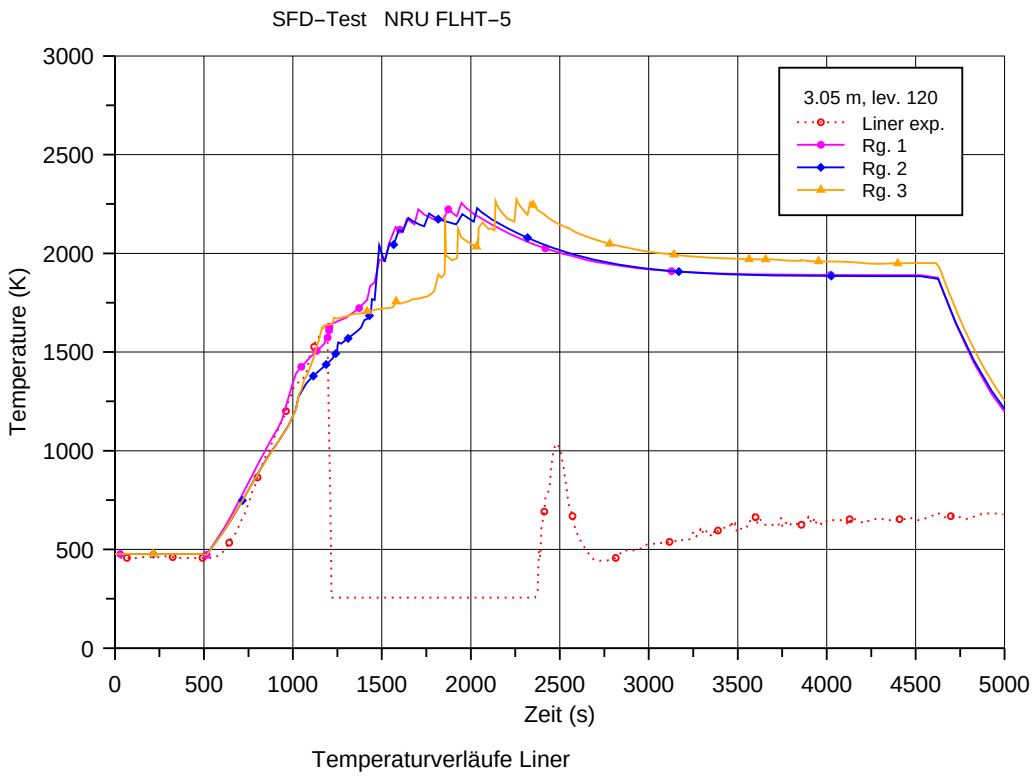


Temperaturverläufe Liner

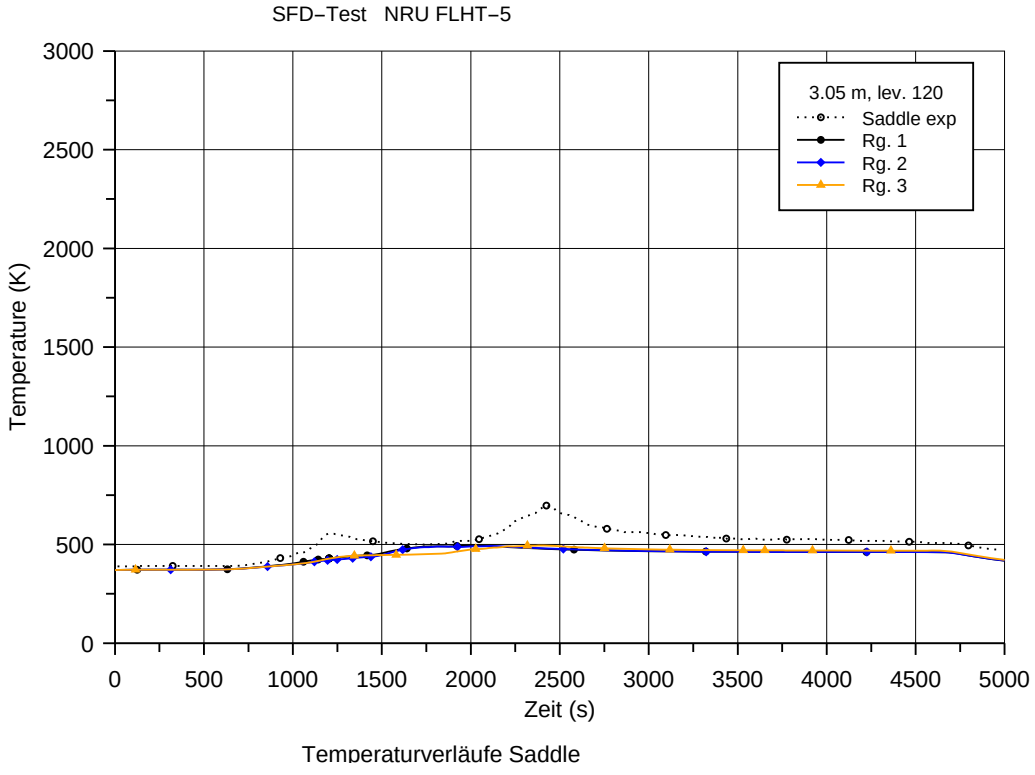


Temperaturverläufe Saddle

Abb. 4.8-18: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 2,44 m

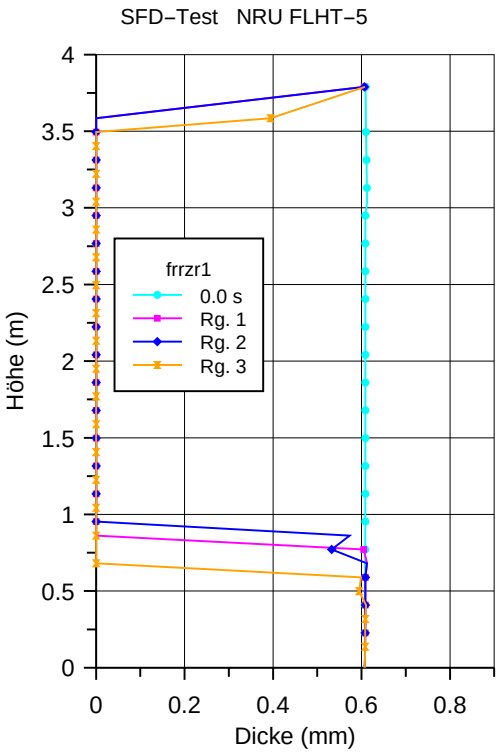


Temperaturverläufe Liner

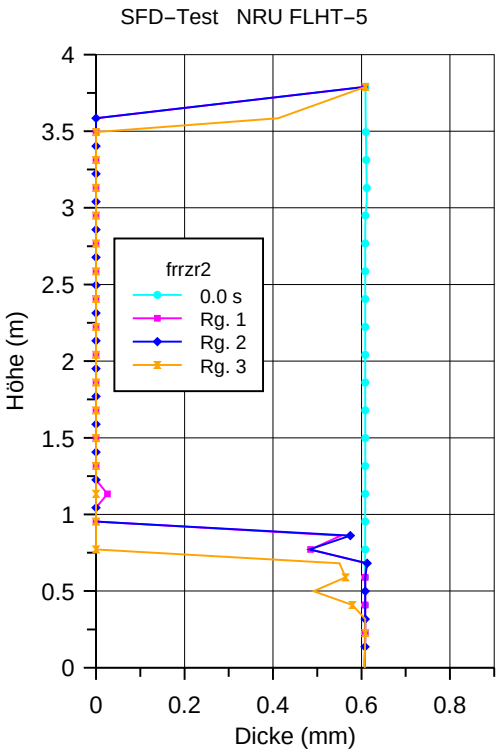


Temperaturverläufe Saddle

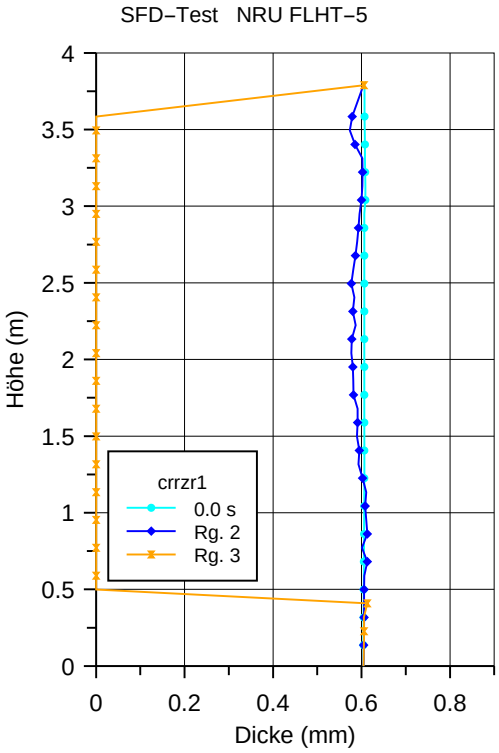
Abb. 4.8-19: FLHT-5: Temp.-verläufe von Liner und Shroud bei 3,05 m



ROD1: met. Zr – Schicht

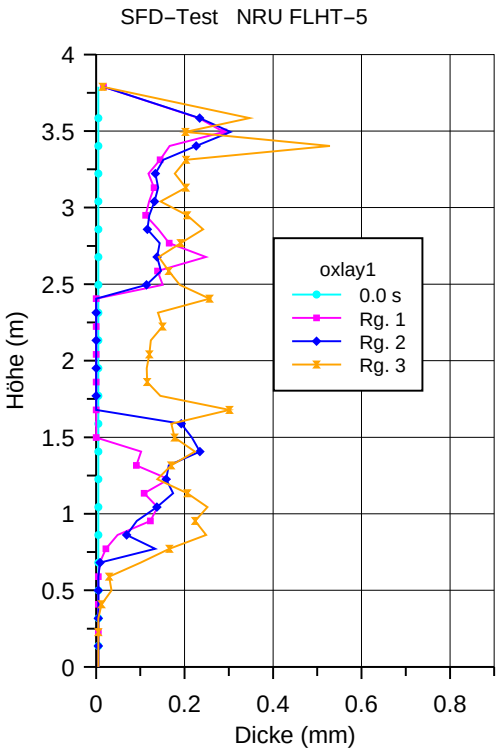


ROD2: met. Zr – Schicht

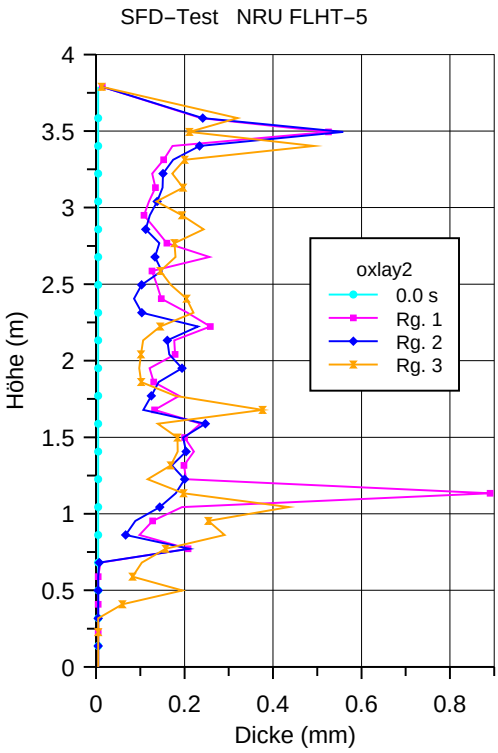


ROD3B: met. Zr – Schicht

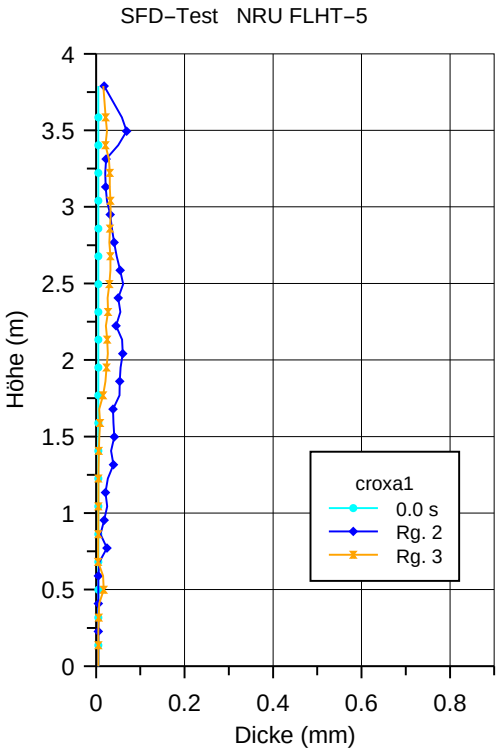
Abb. 4.8-20: FLHT-5: Metallische Zr-Schichten



ROD1: Oxidschicht

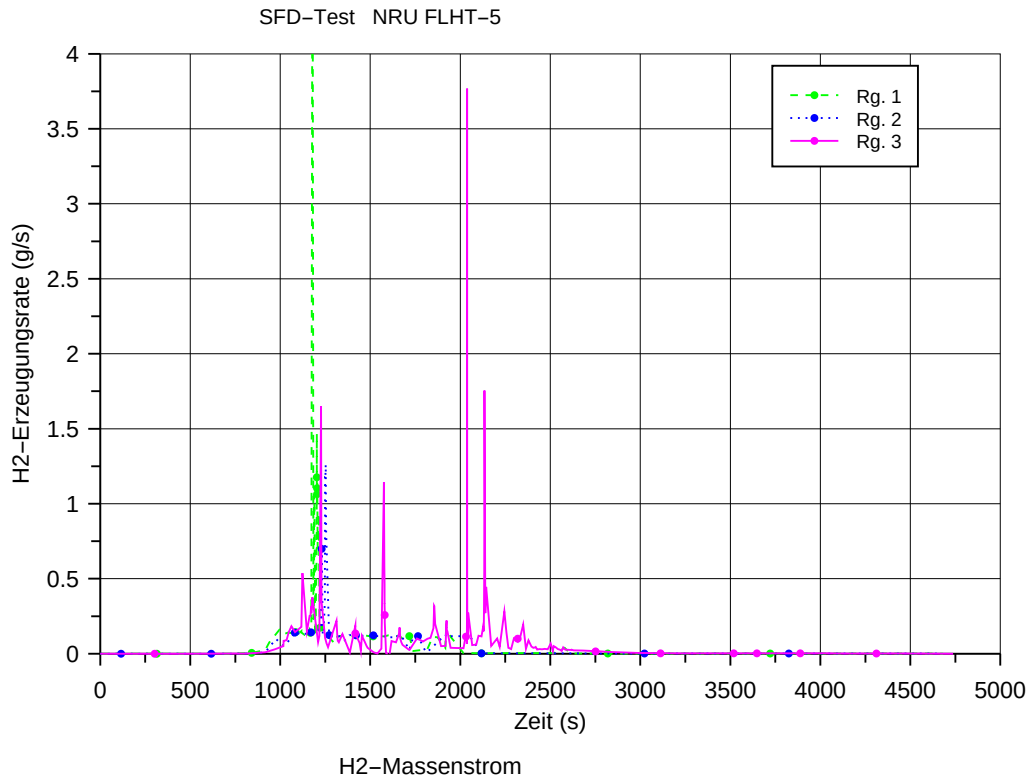


ROD2: Oxidschicht



ROD3B: Oxidschicht

Abb. 4.8-21: FLHT-5: Dicke der Oxidschichten



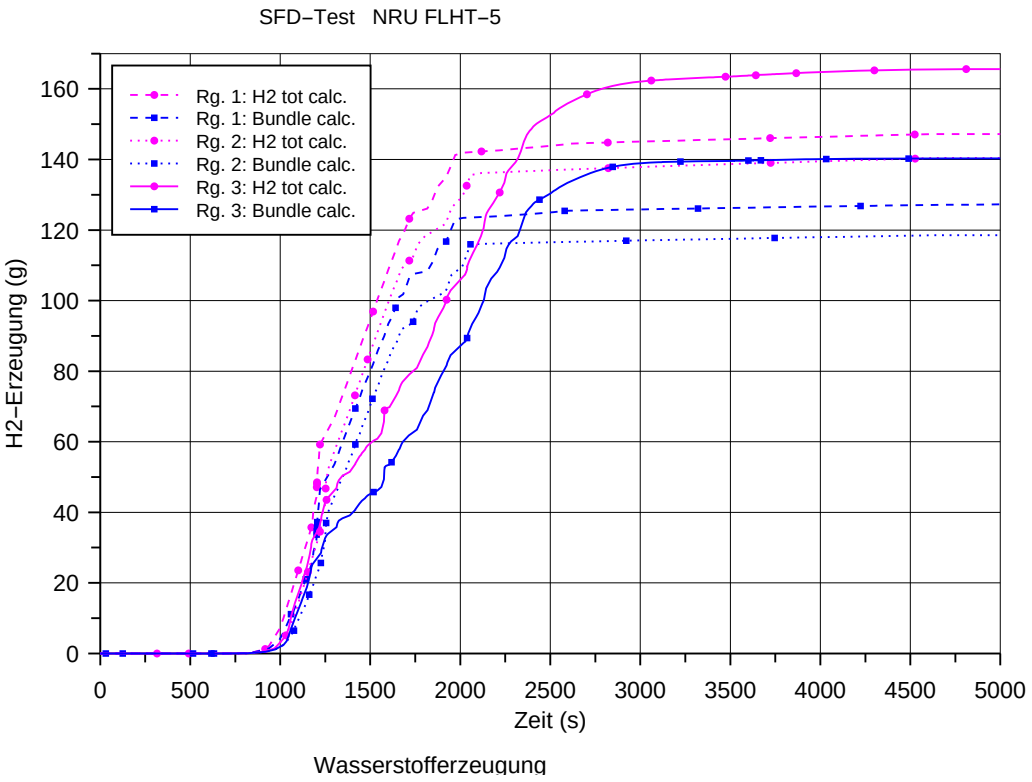
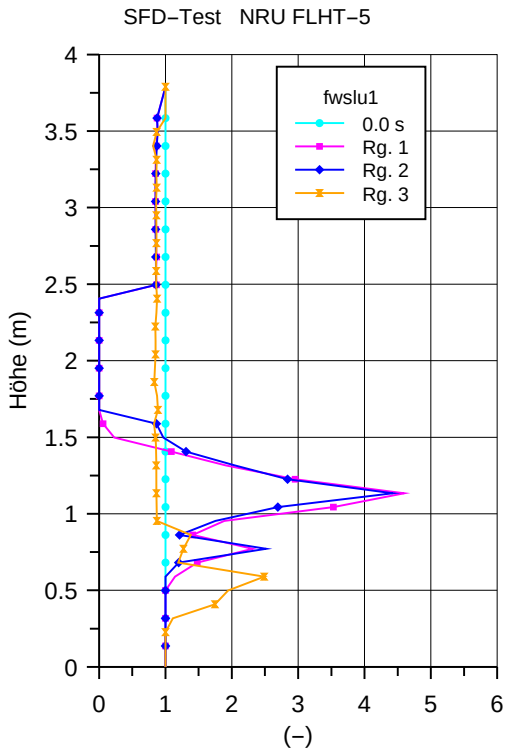
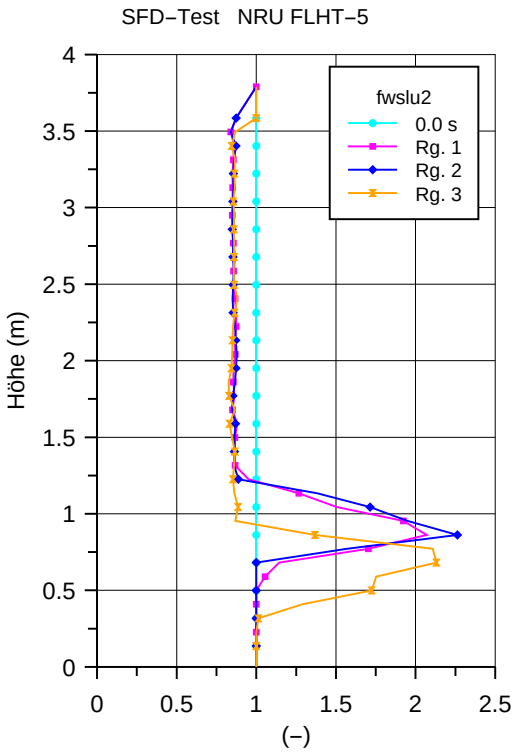


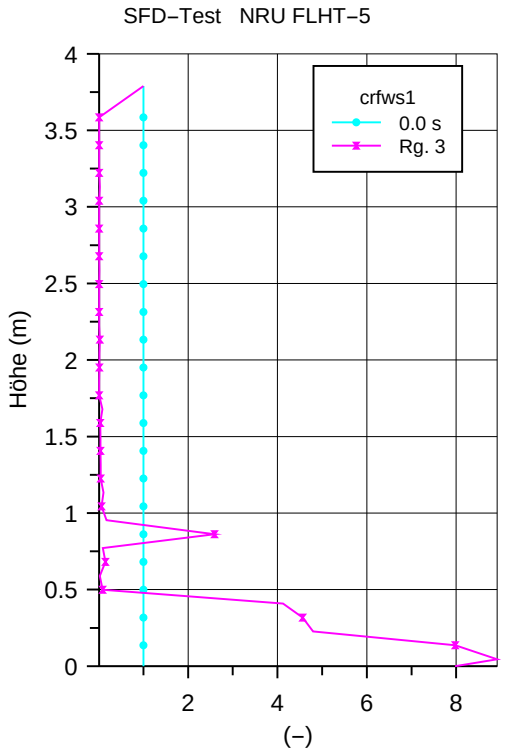
Abb. 4.8-22: FLHT-5: H_2-Erzeugungsraten und –massen



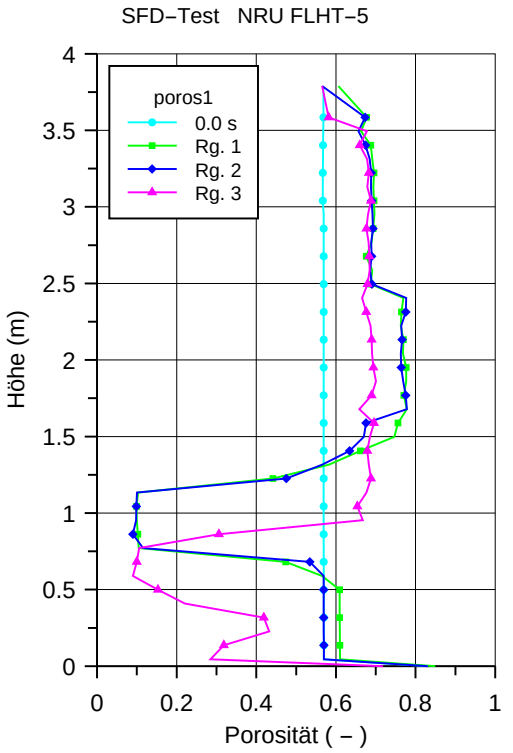
ROD1: rel. Massenverteilung



ROD2: rel. Massenverteilung



ROD3B: rel. Massenverteilung



Porosität: Fluid− / Gesamtvolumen

Abb. 4.8-23: FLHT-5: rel. Massenverteilung und Porosität

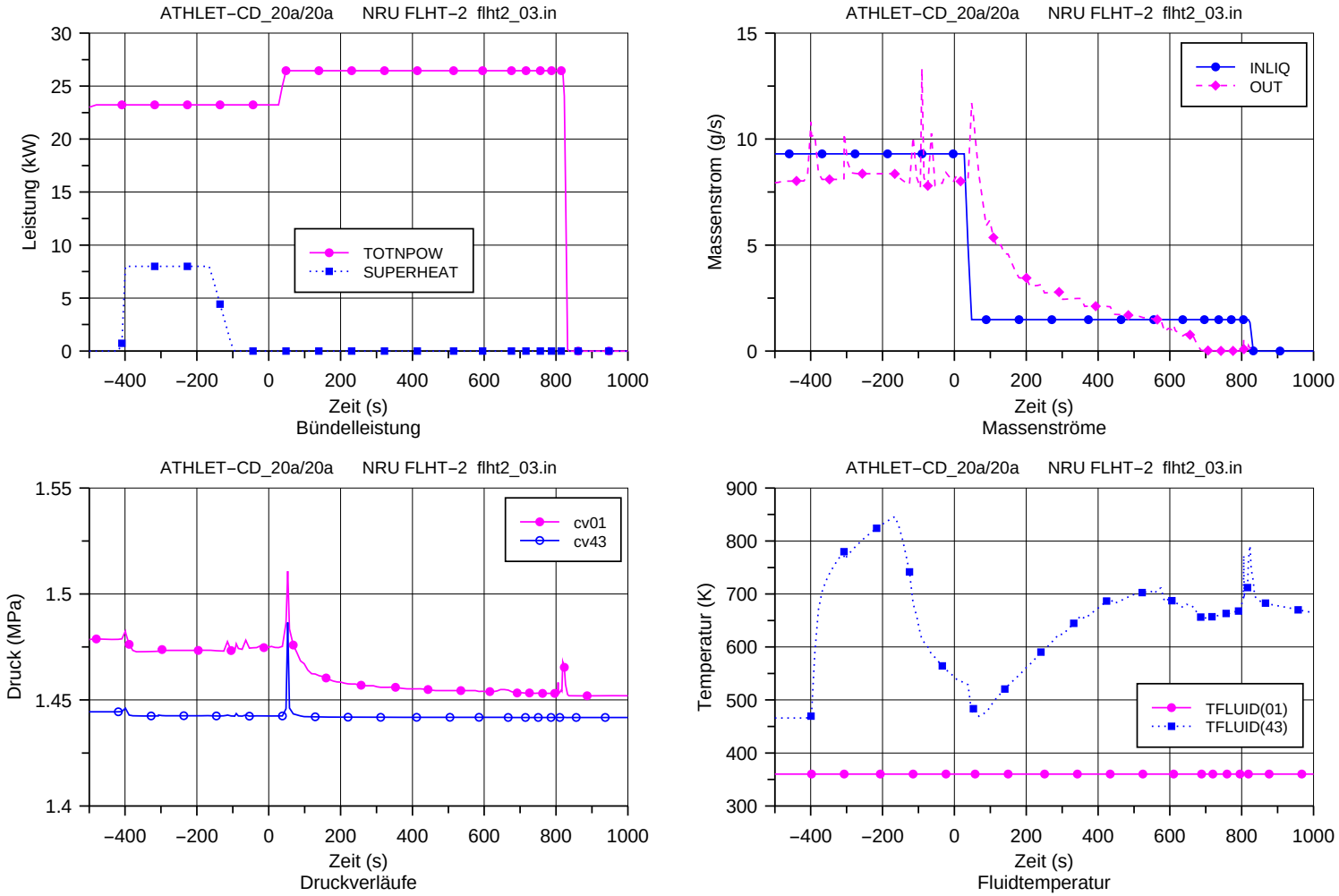


Abb. 4.9-1: FLHT-2: Anfangs- und Randbedingungen

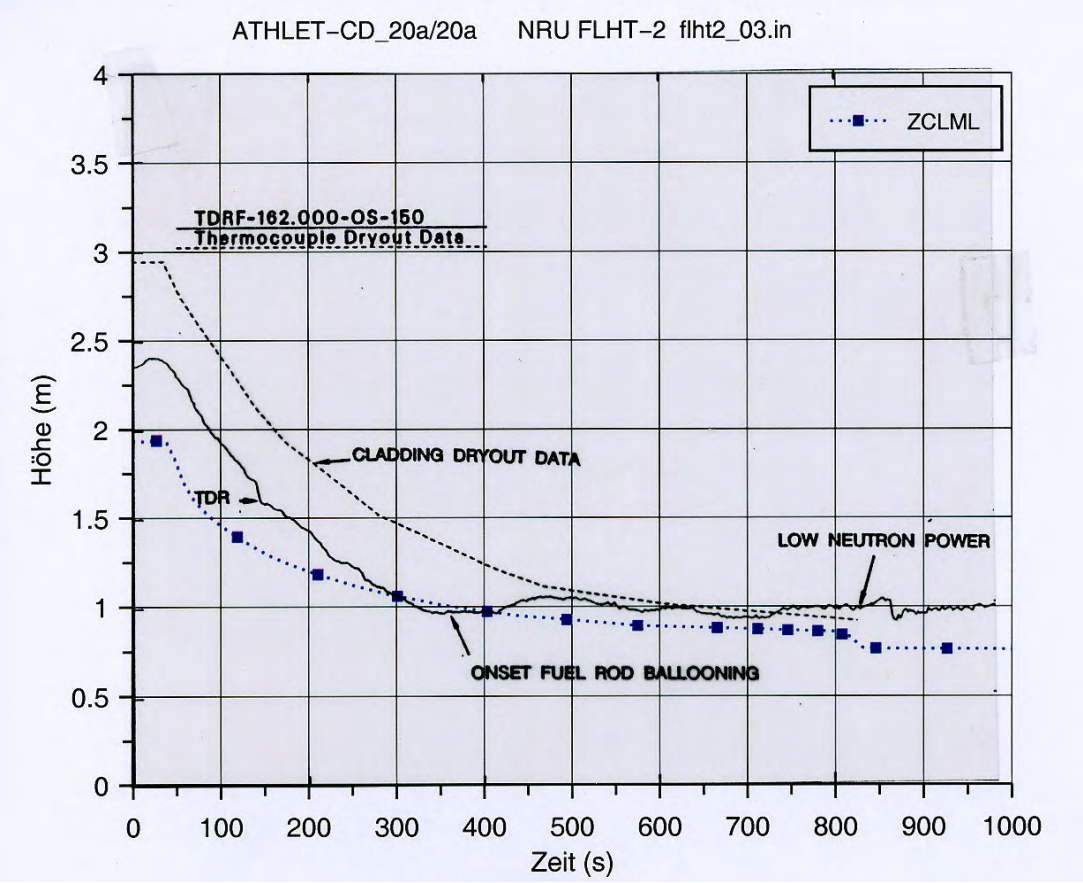


Abb. 4.9-2: FLHT-2: kollabierter Gemischspiegel

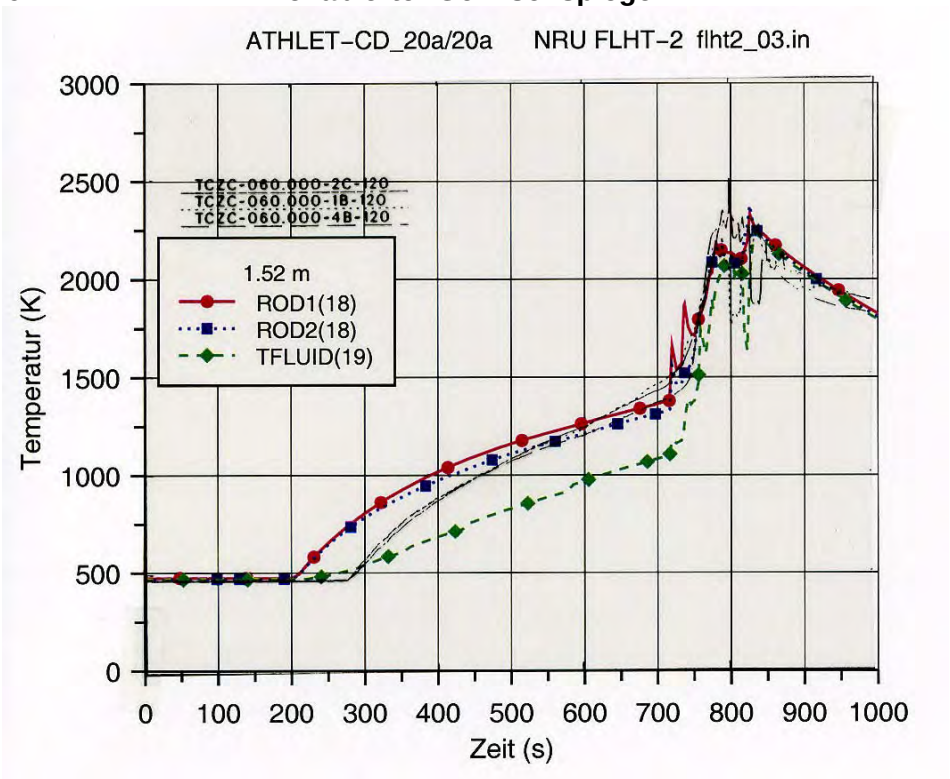


Abb. 4.9-3: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 1,52 m

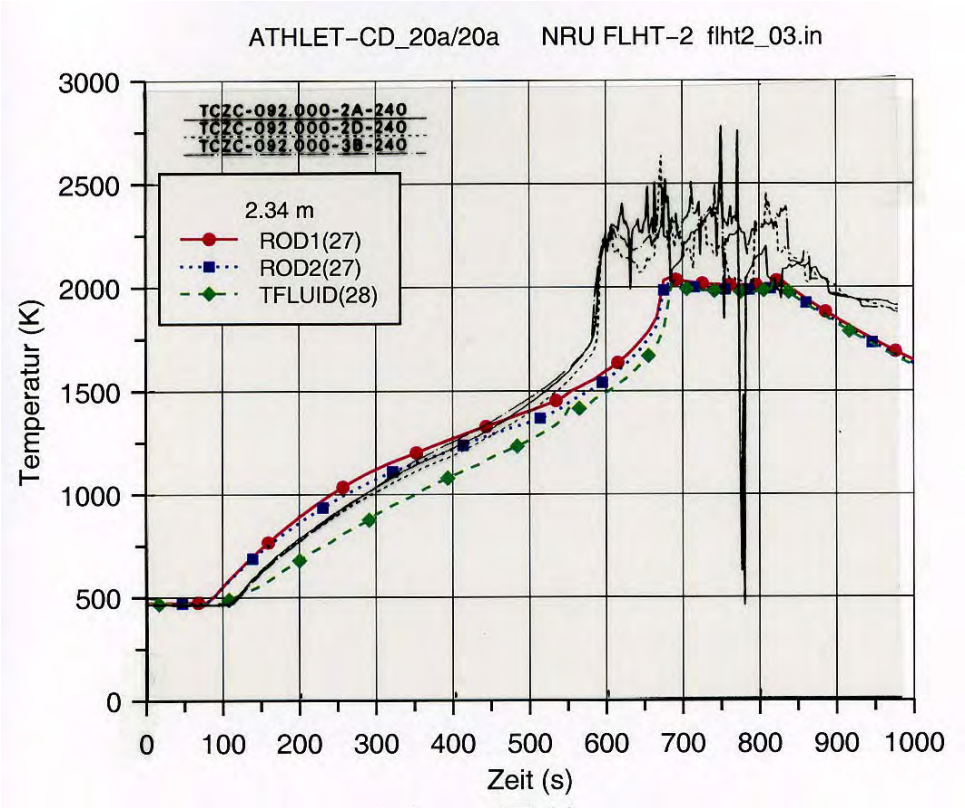


Abb. 4.9-4: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 2,34 m

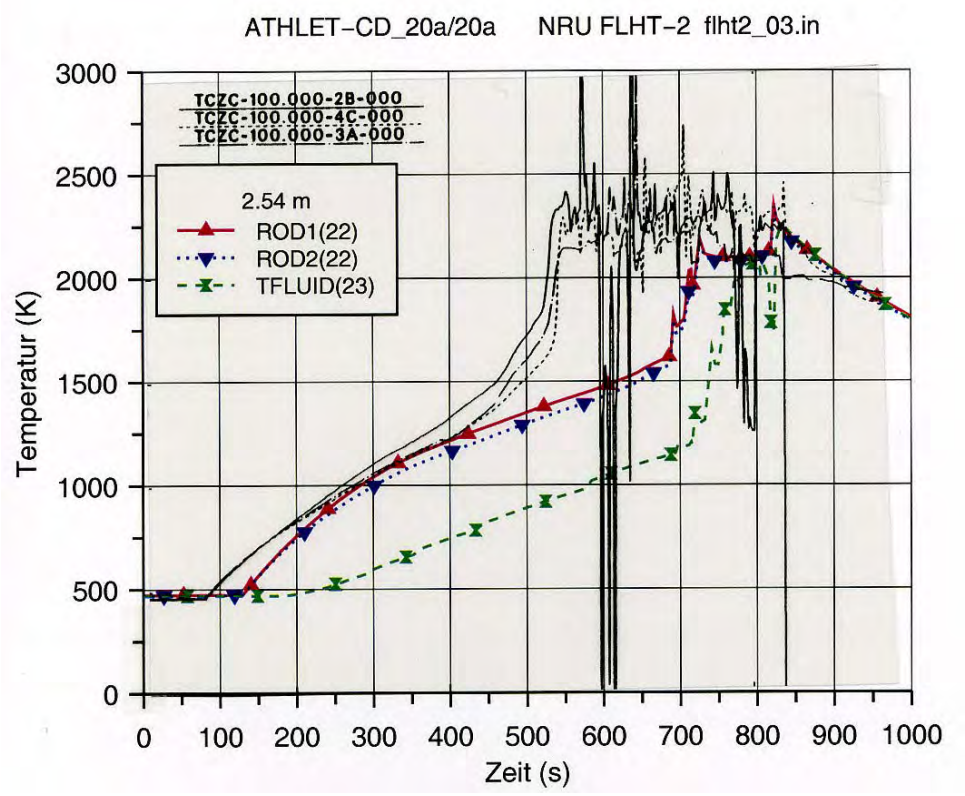


Abb. 4.9-5: FLHT-2: Hüllrohr- und Fluidtemperaturen bei 2,54 m

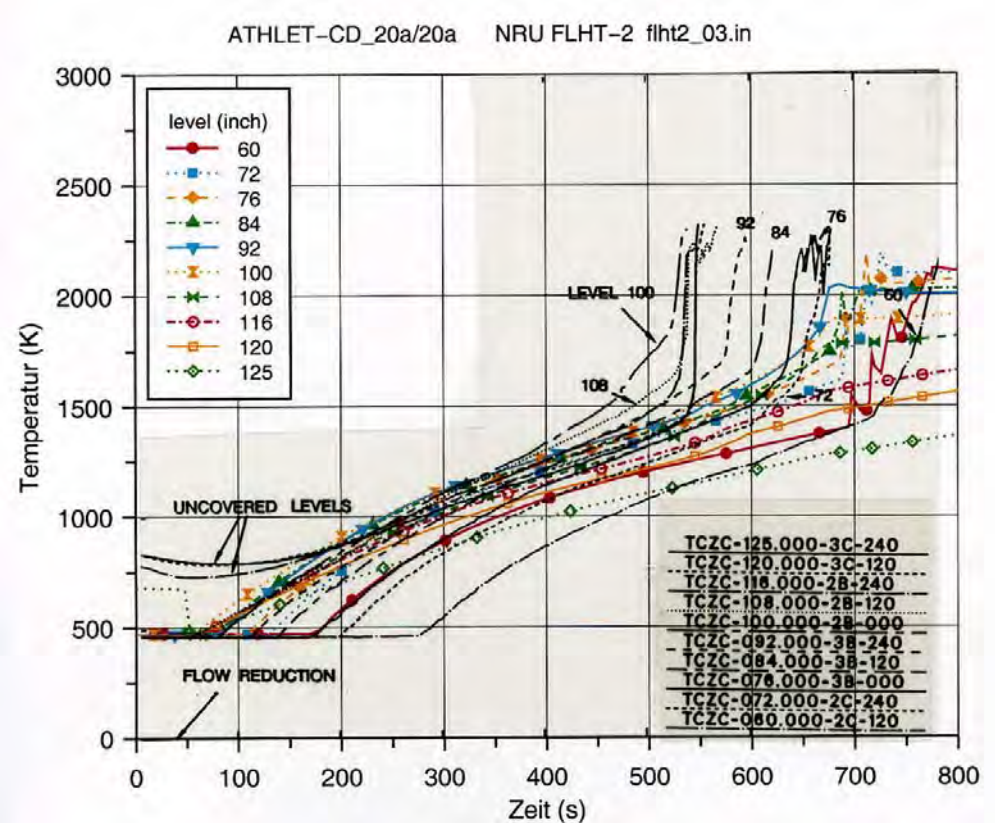


Abb. 4.9-6: FLHT-2: Hüllrohrtemp. in den Ebenen 1,52 – 3,18 m

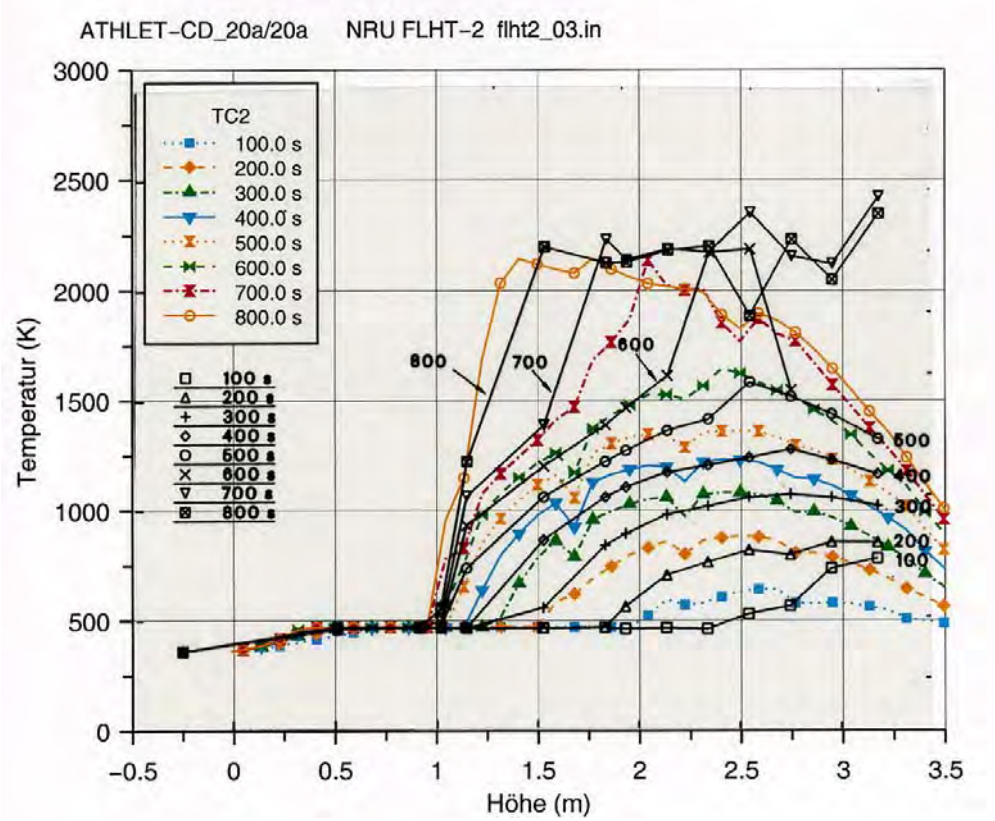


Abb. 4.9-7: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil

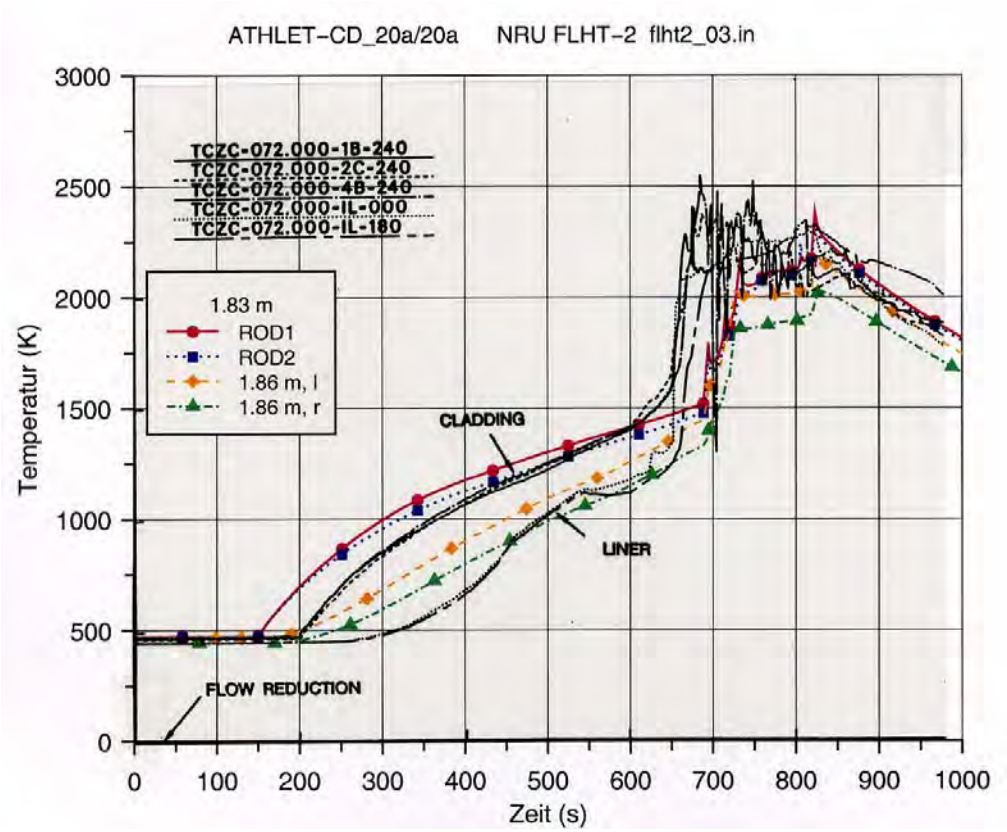


Abb. 4.9-8: FLHT-2: Hüllrohr- und Linertemperaturen bei 1,83 m

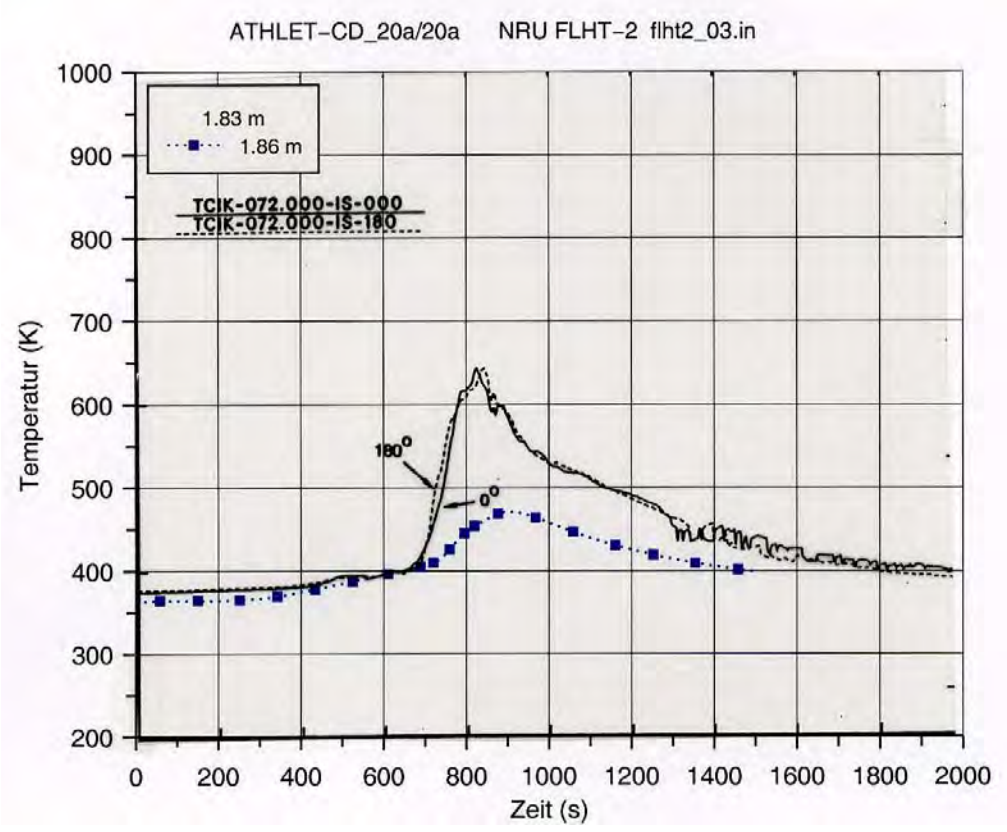


Abb. 4.9-9: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 1,83 m

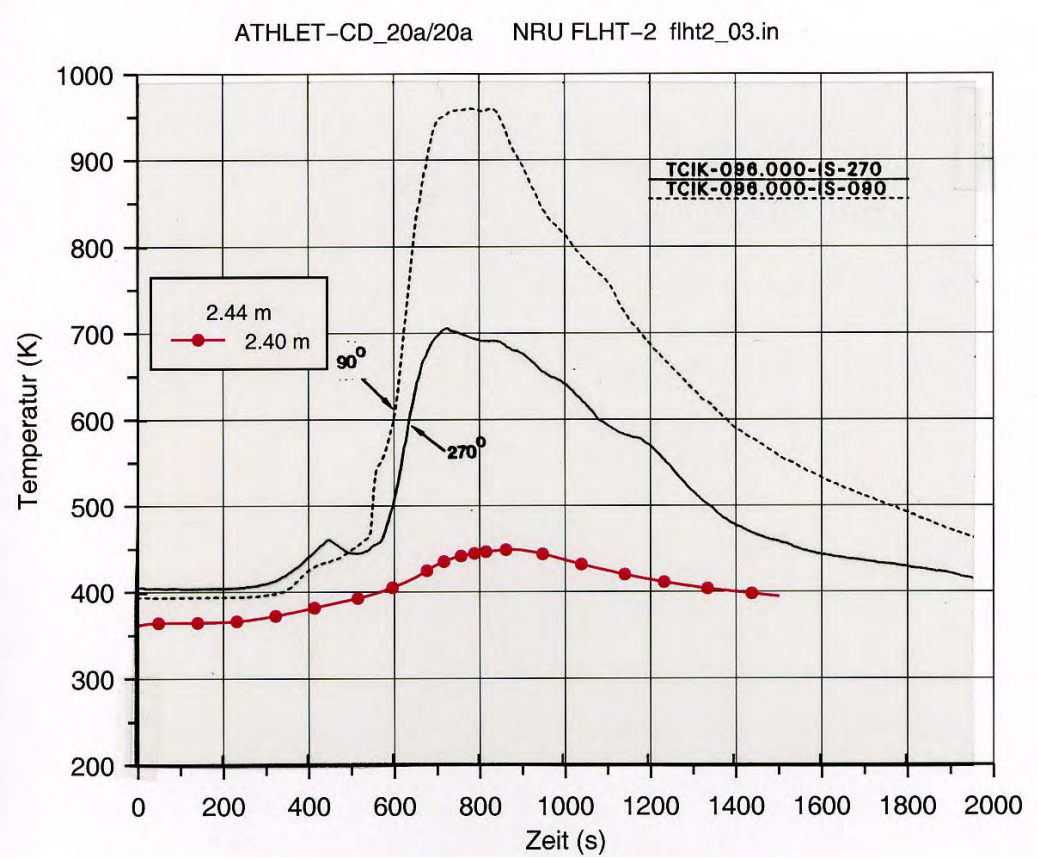


Abb. 4.9-10: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 2,44 m

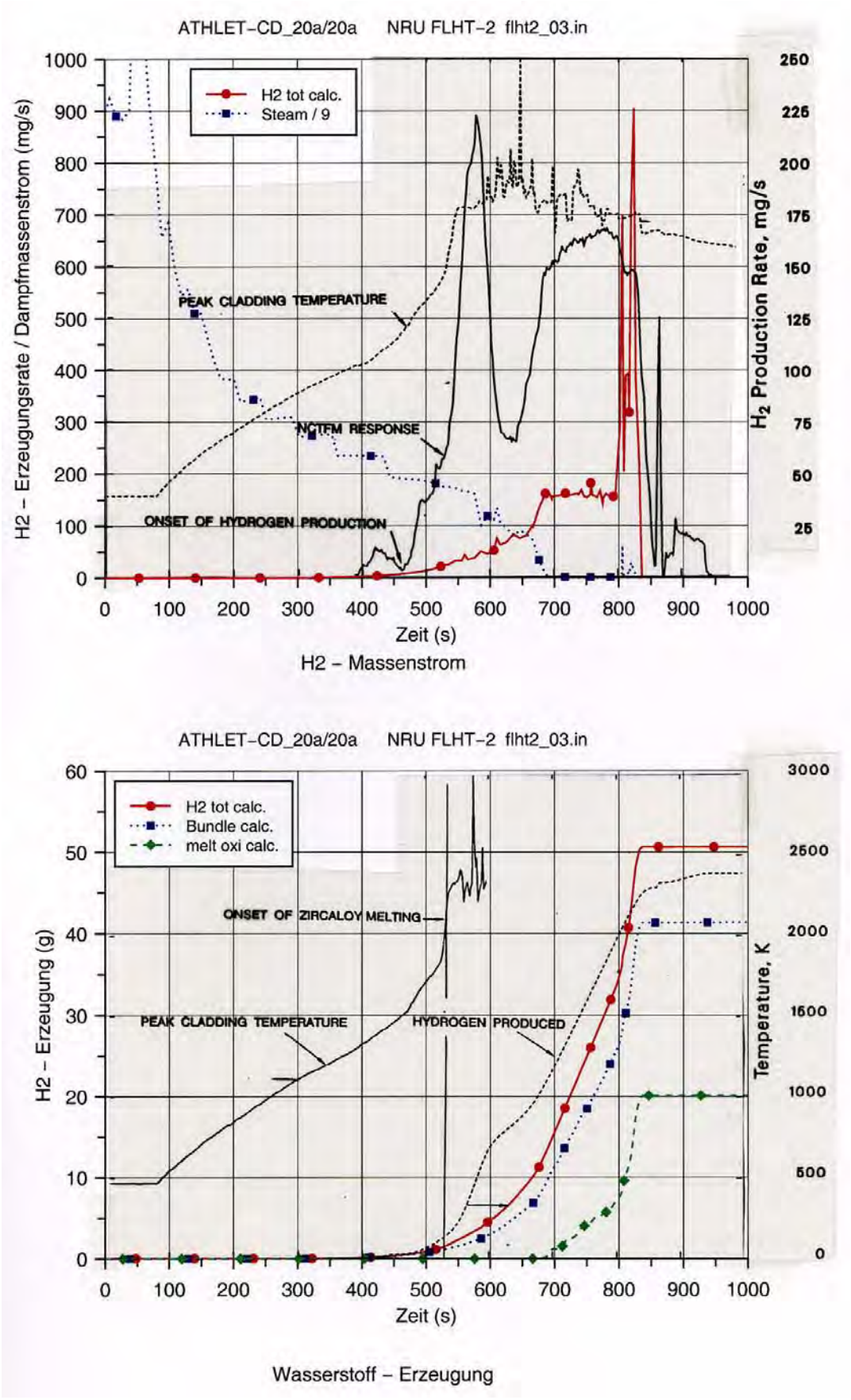
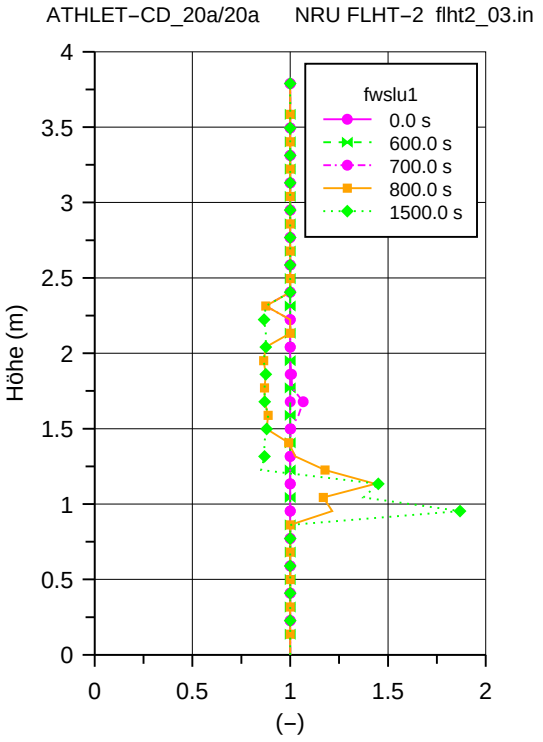
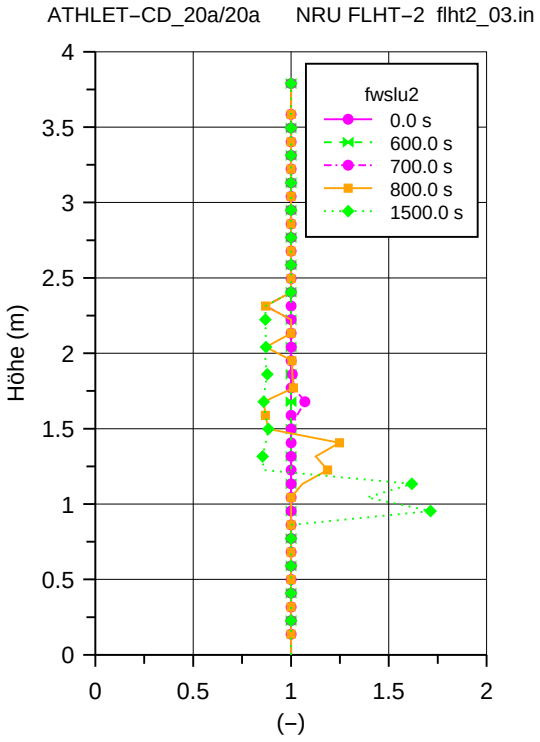


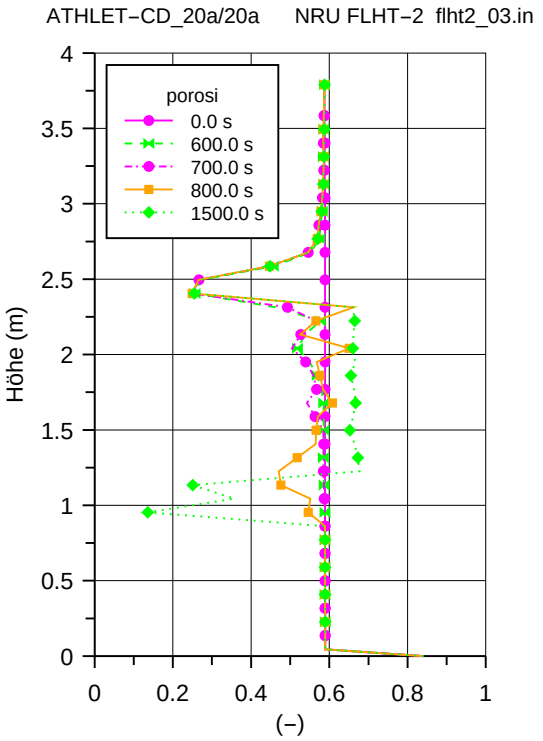
Abb. 4.9-11: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse



ROD1: rel. Massenverteilung



ROD2: rel. Massenverteilung



Porosität: Fluid− /Gesamtvolumen

Abb. 4.9-12: FLHT-2: rel. Massenverteilung und Porosität

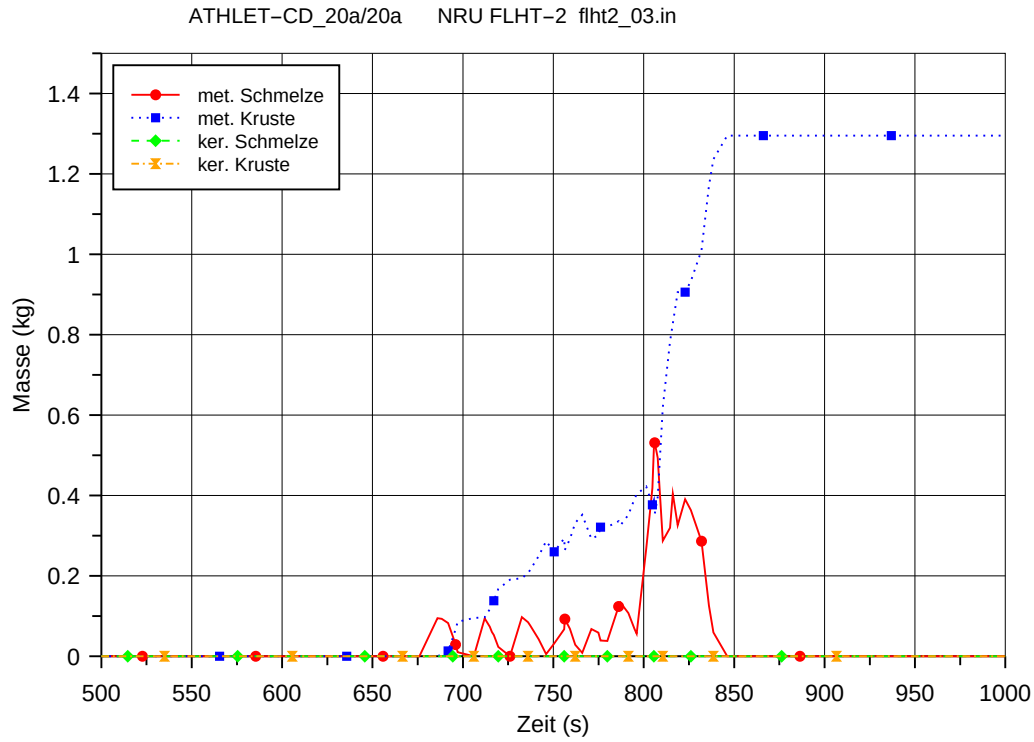


Abb. 4.9-13: FLHT-2: Massen met. Schmelze und Kruste

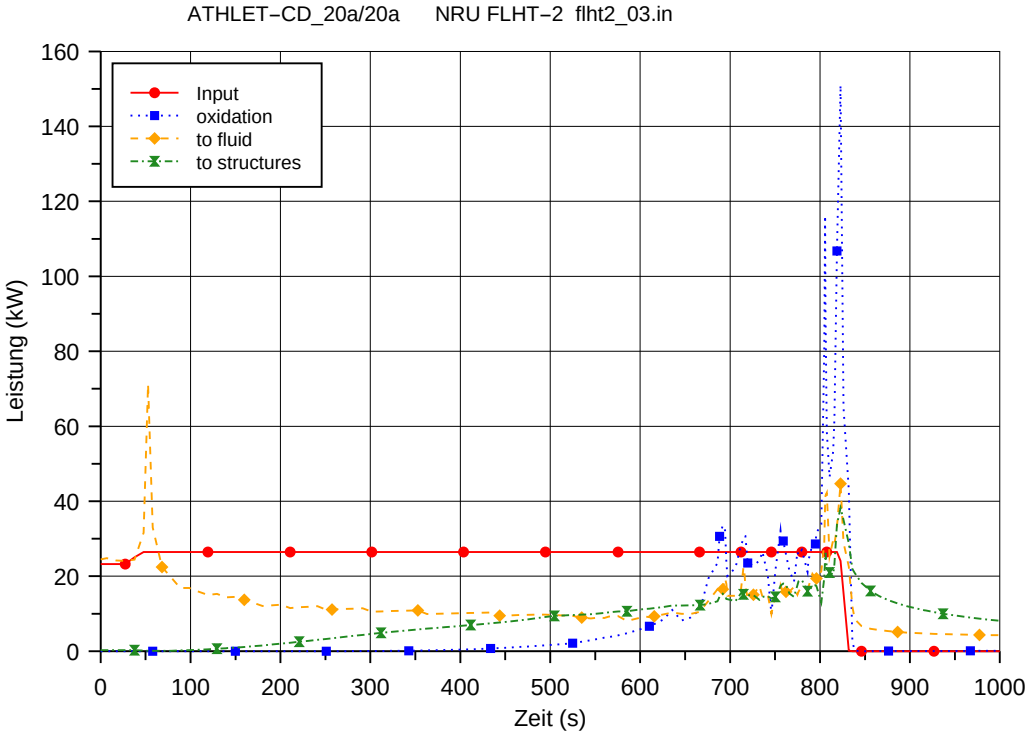


Abb. 4.9-14: FLHT-2: Energiebilanz

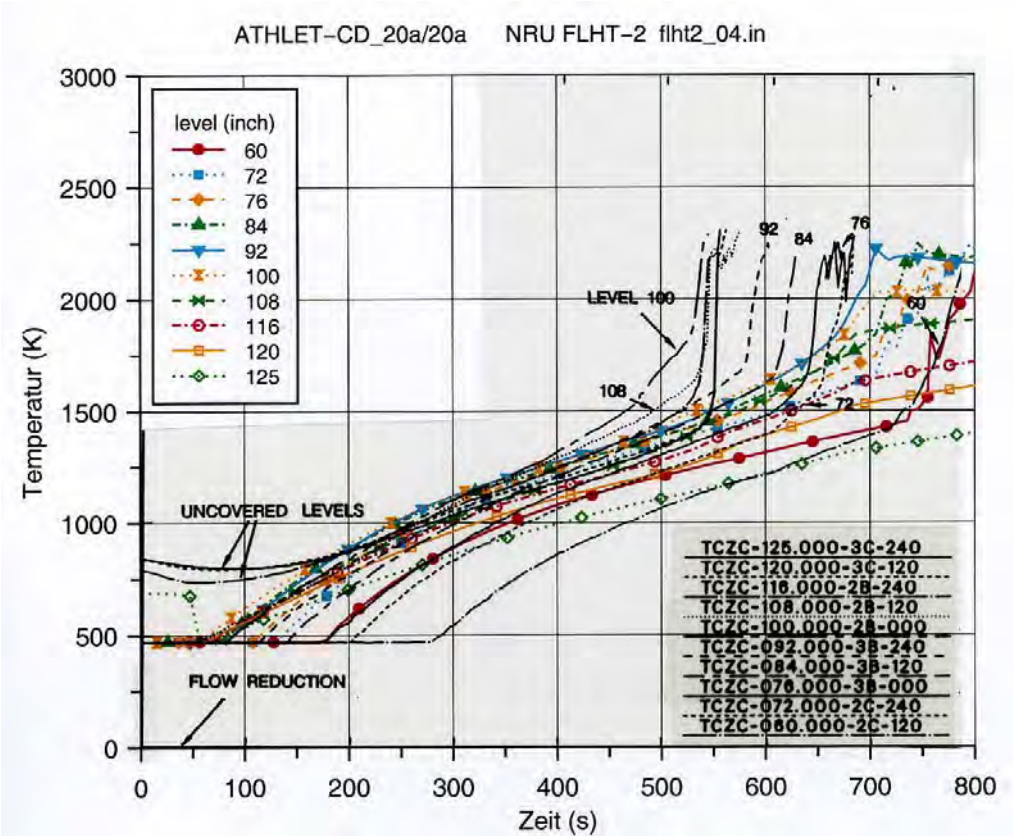


Abb. 4.9-15: FLHT-2: ROD1 Hüllrohrtemp. in Ebenen 1,52 - 3,18 m (Var. 1)

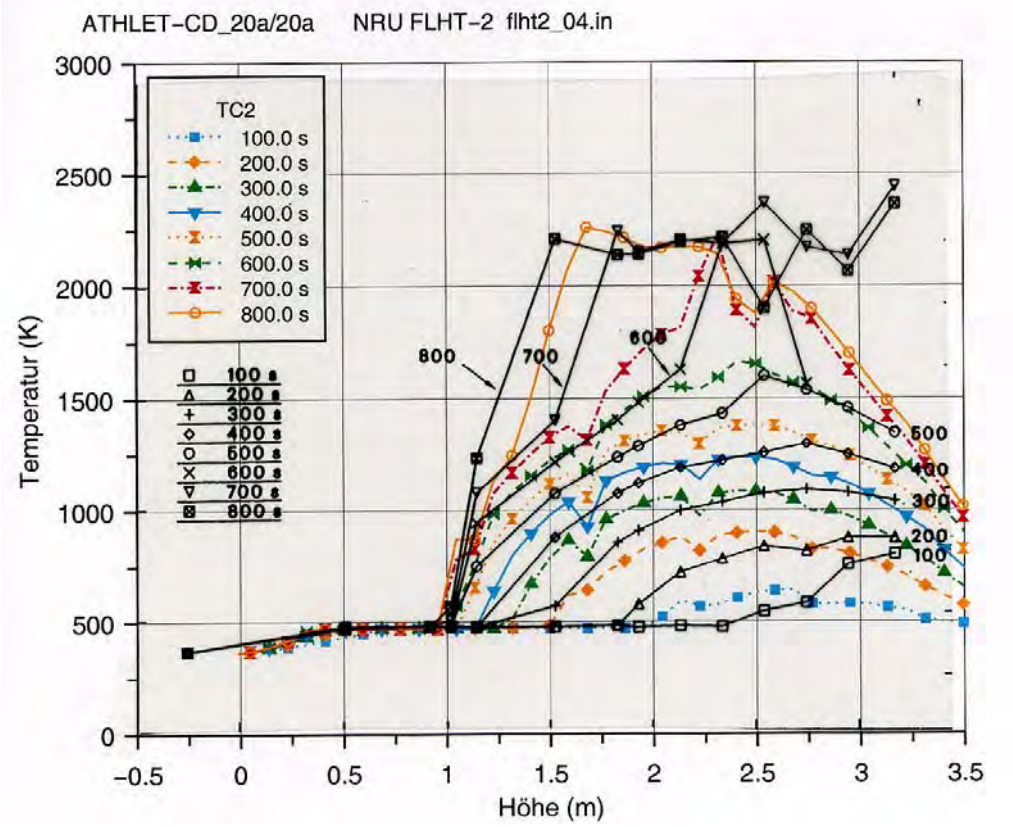


Abb. 4.9-16: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil (Var. 1)

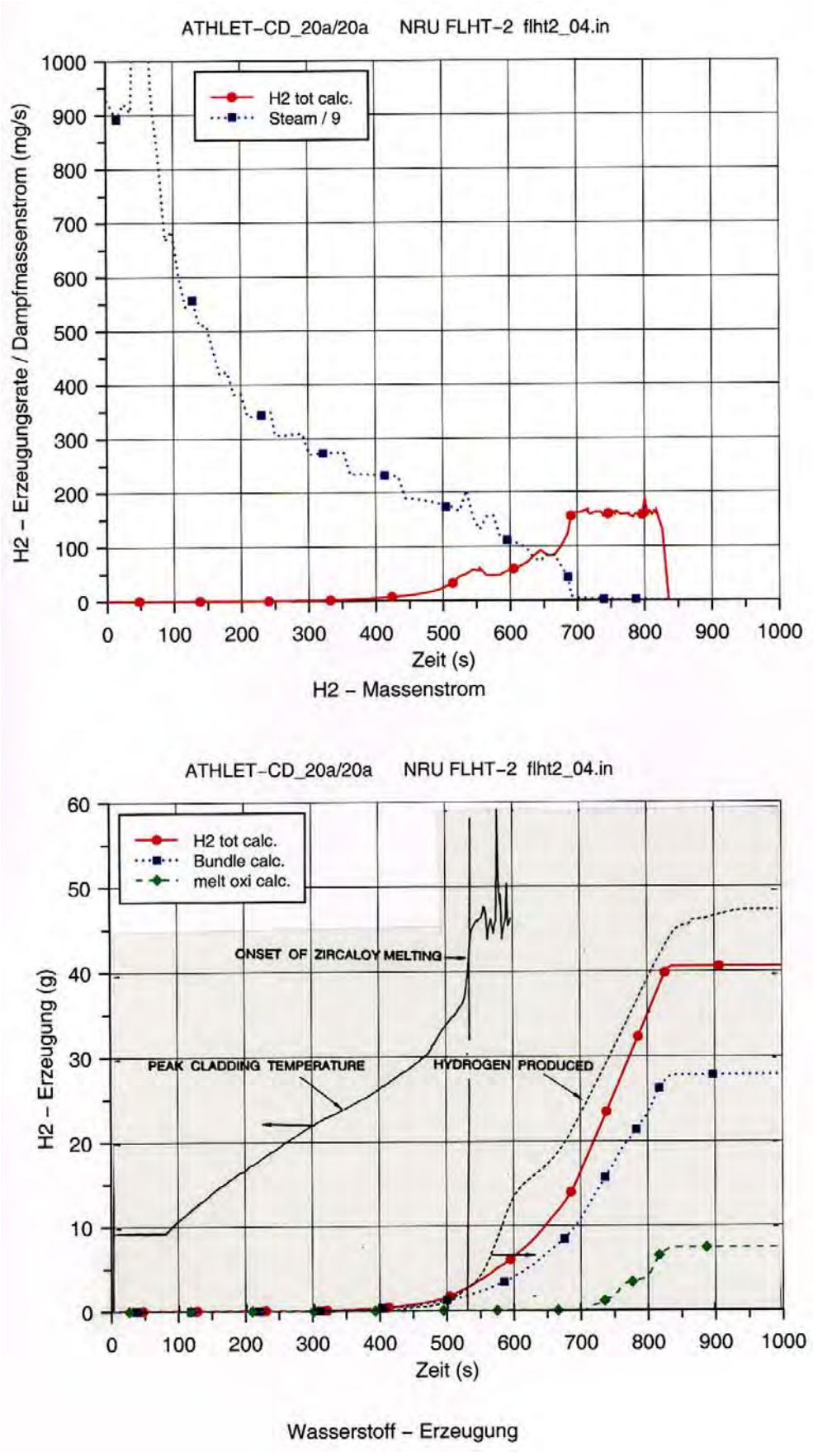


Abb. 4.9-17: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse (Var. 1)

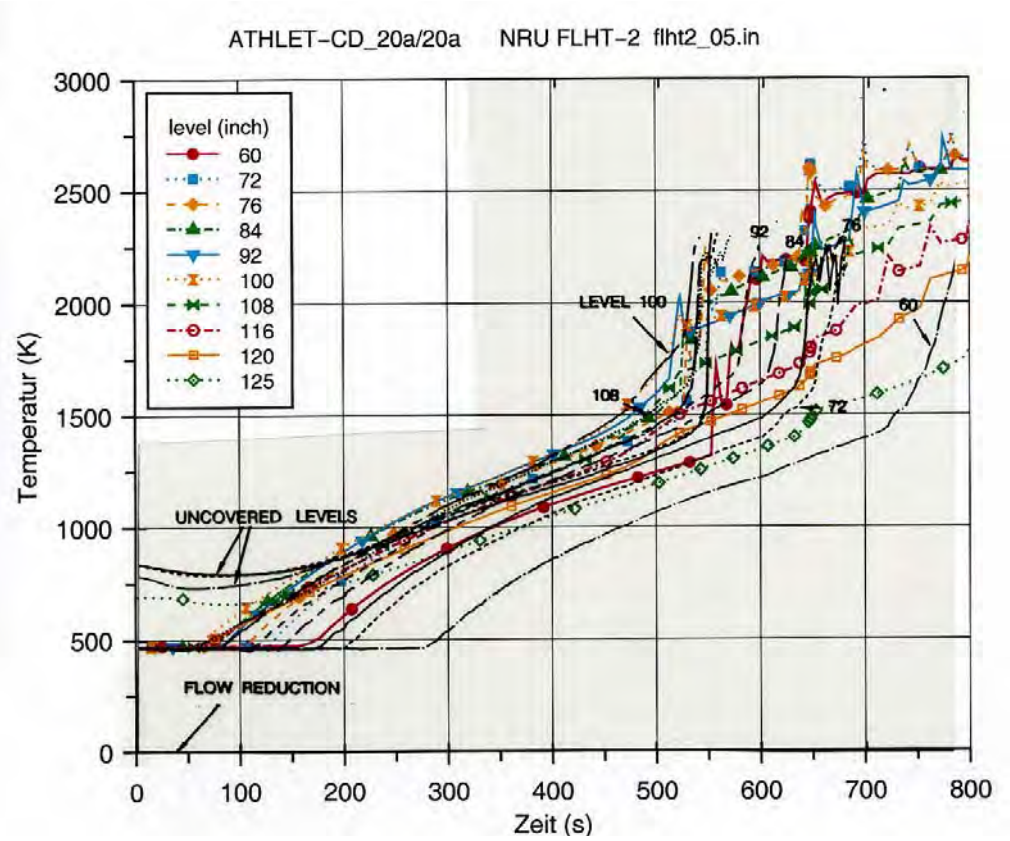


Abb. 4.9-18: FLHT-2: Hüllrohrtemp. in den Ebenen 1,52 – 3,18 m (Var. 2)

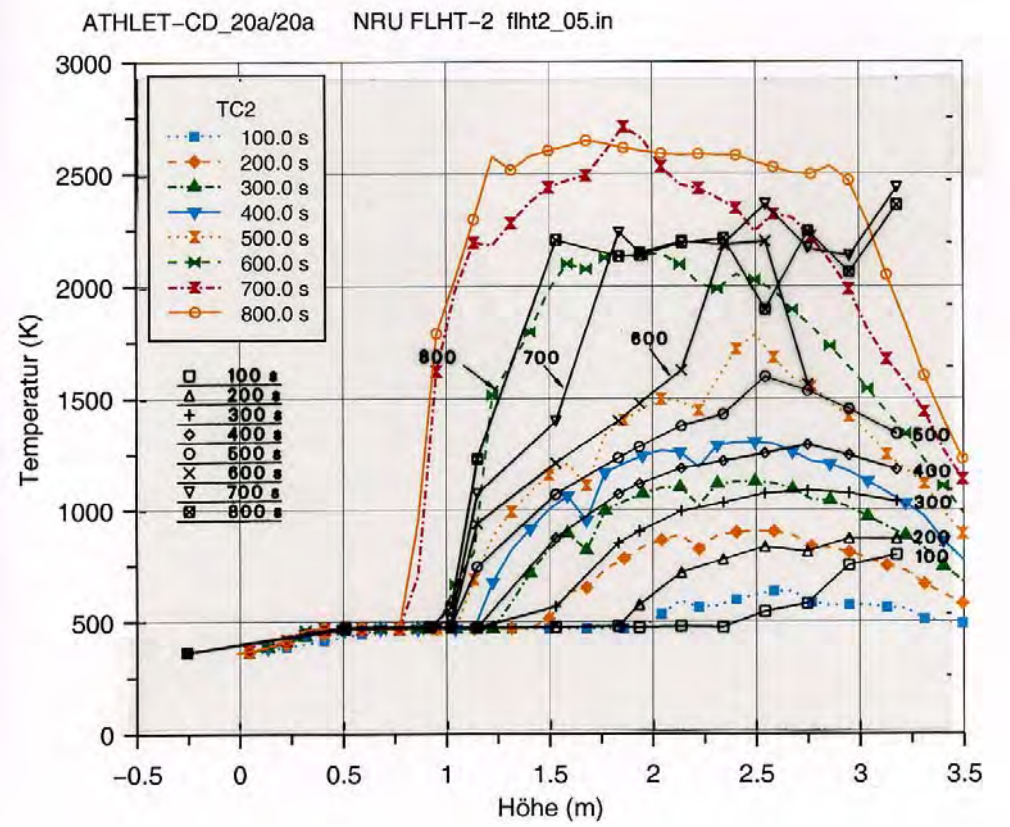


Abb. 4.9-19: FLHT-2: ROD2: axiales Temperaturprofil (Var. 2)

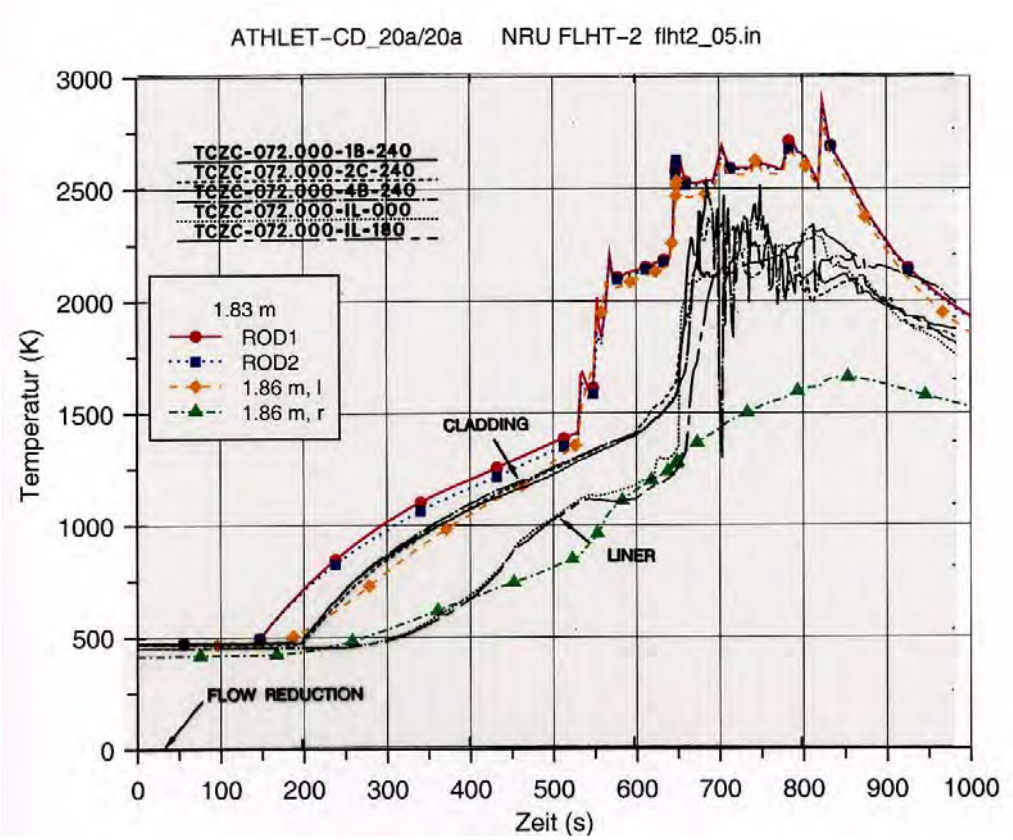


Abb. 4.9-20: FLHT-2: Hüllrohr- und Linertemperatur bei 1,83 m (Var. 2)

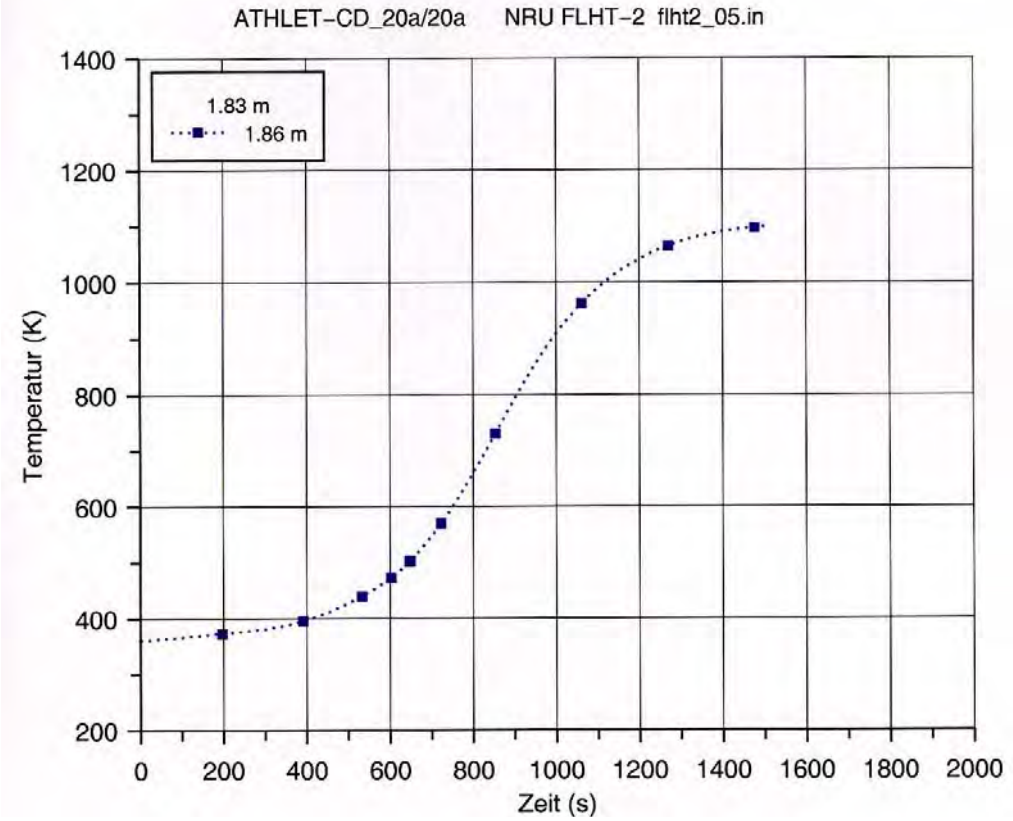
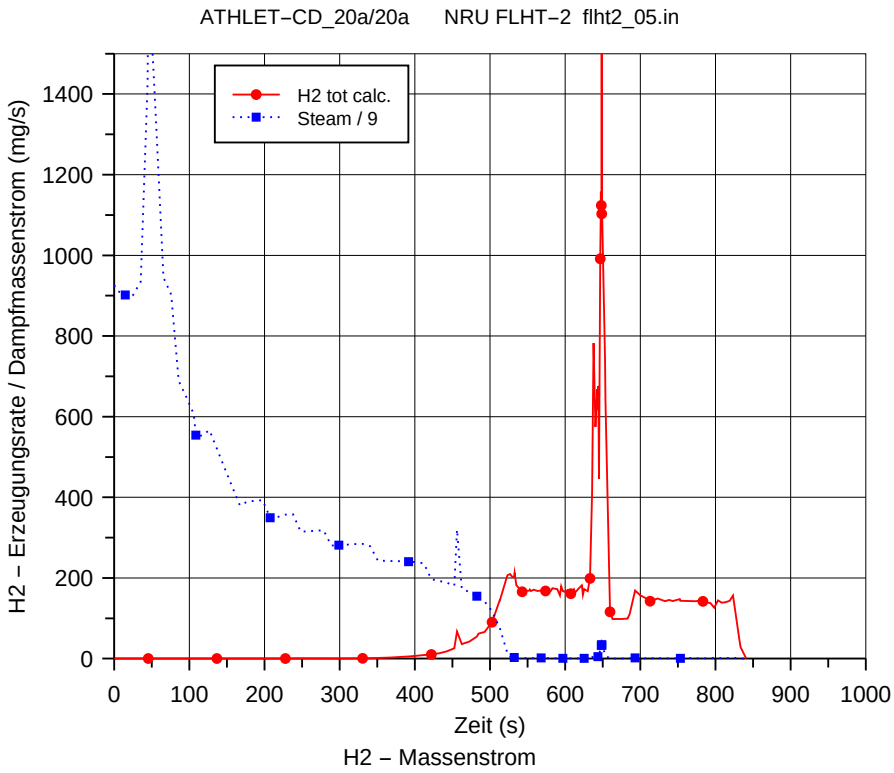


Abb. 4.9-21: FLHT-2: Temperatur der Füllkörper (saddles) bei 1,83 m (Var. 2)



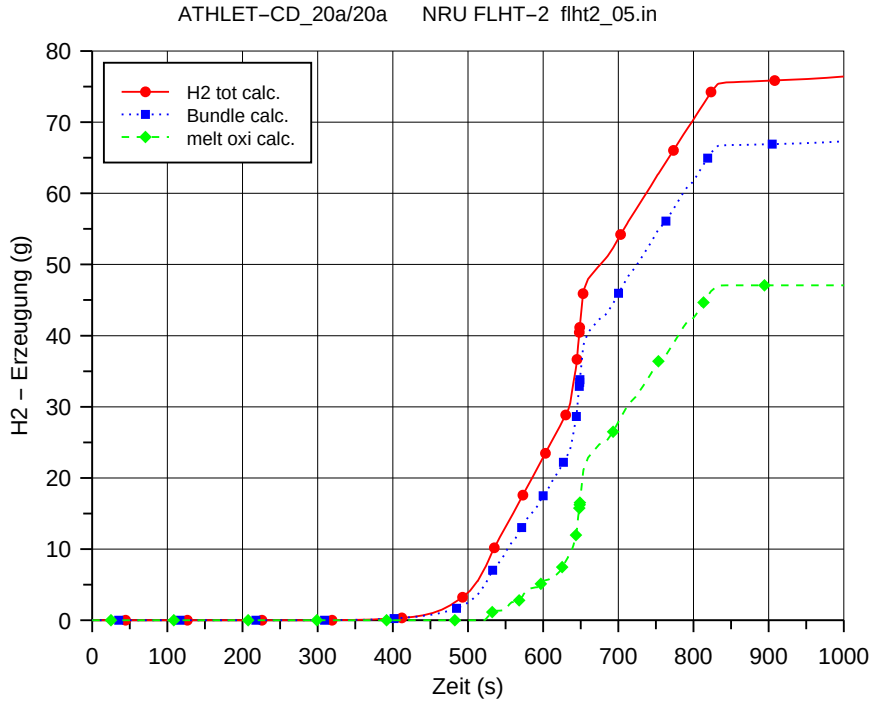


Abb. 4.9-22: FLHT-2: H_2-Erzeugungsrate und erzeugte Masse (Var. 2)

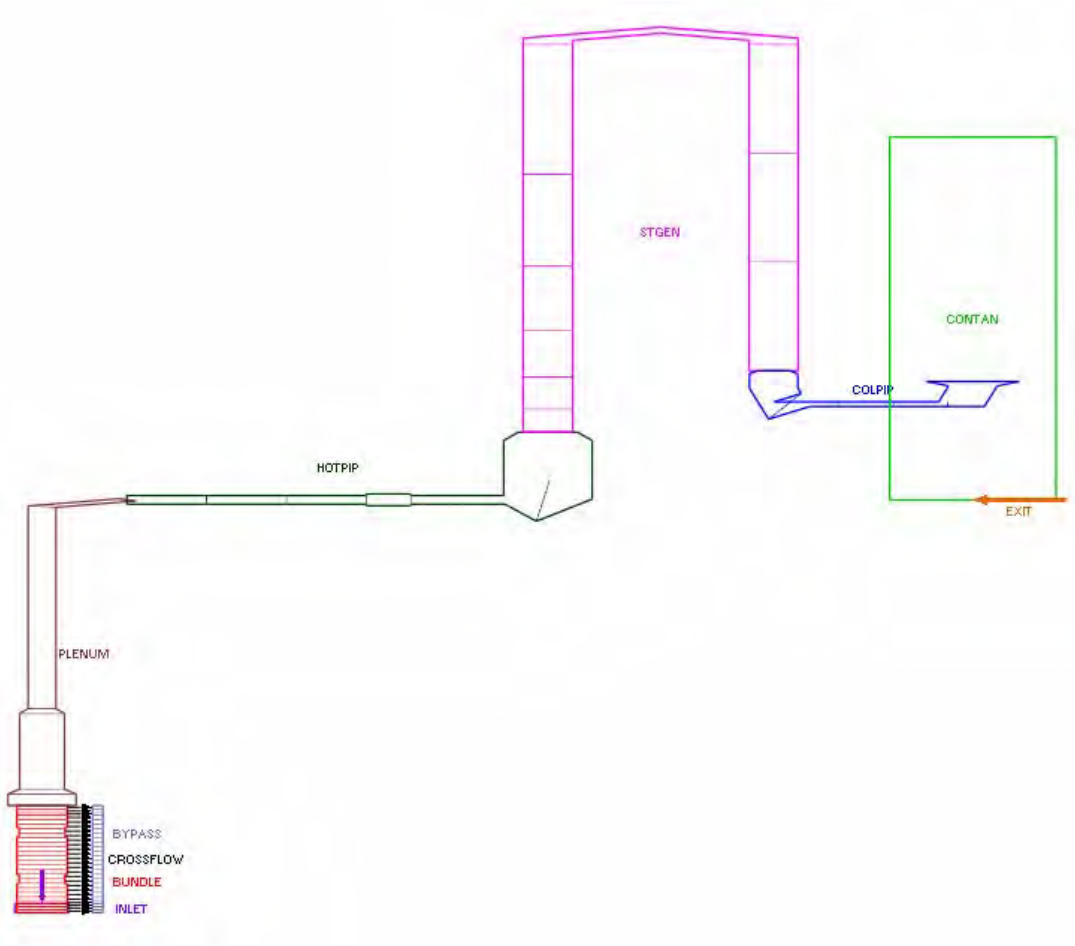


Abb. 4.10-1: FPT2: Nodalisation der Teststrecke

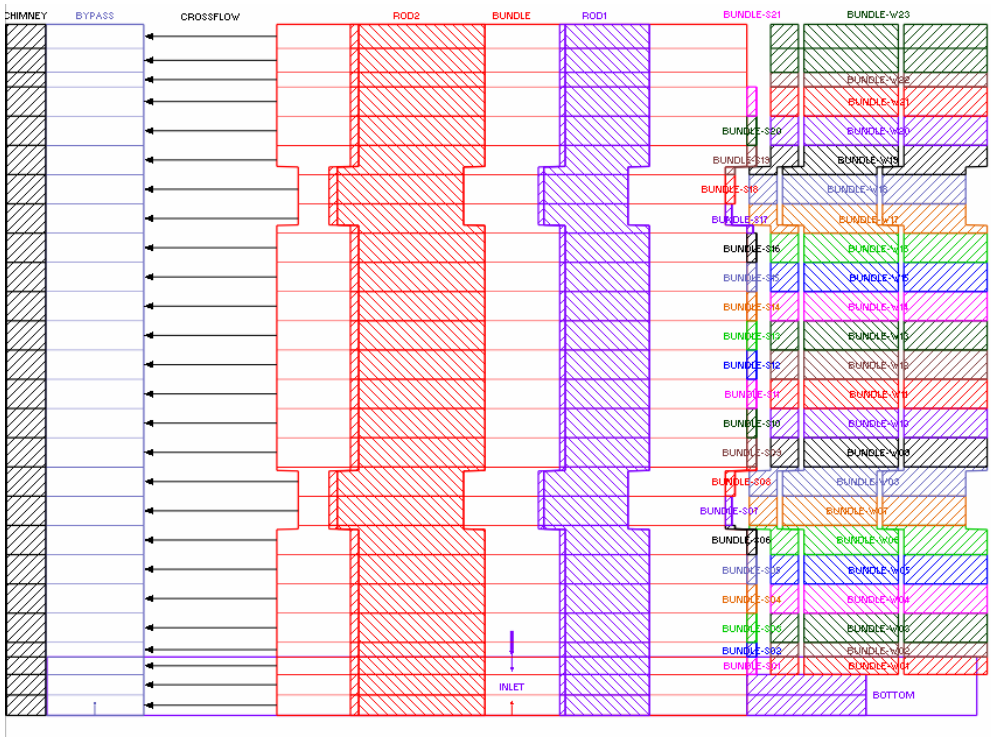


Abb. 4.10-2: FPT2: Nodalisation des Bündelbereichs

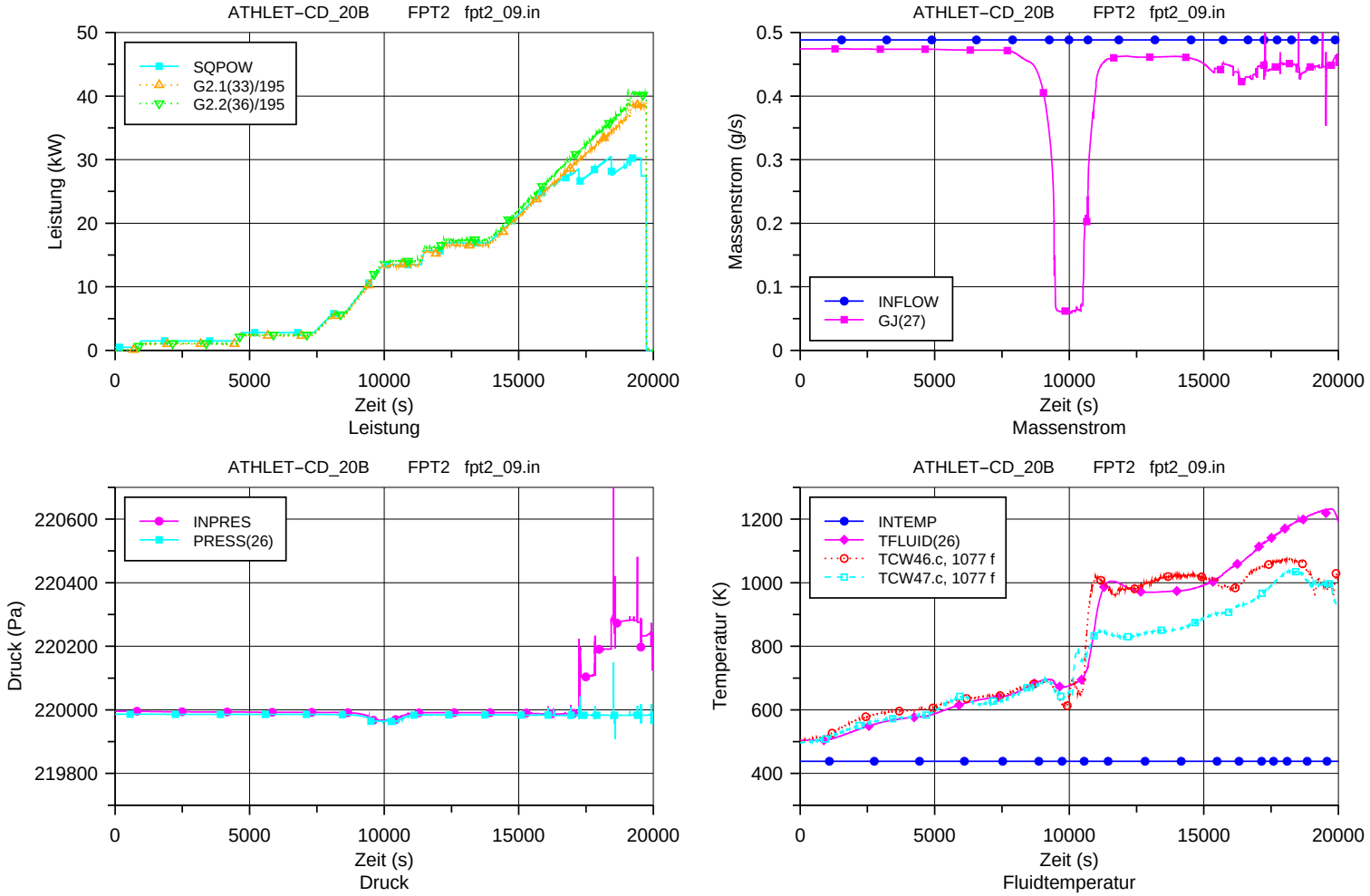
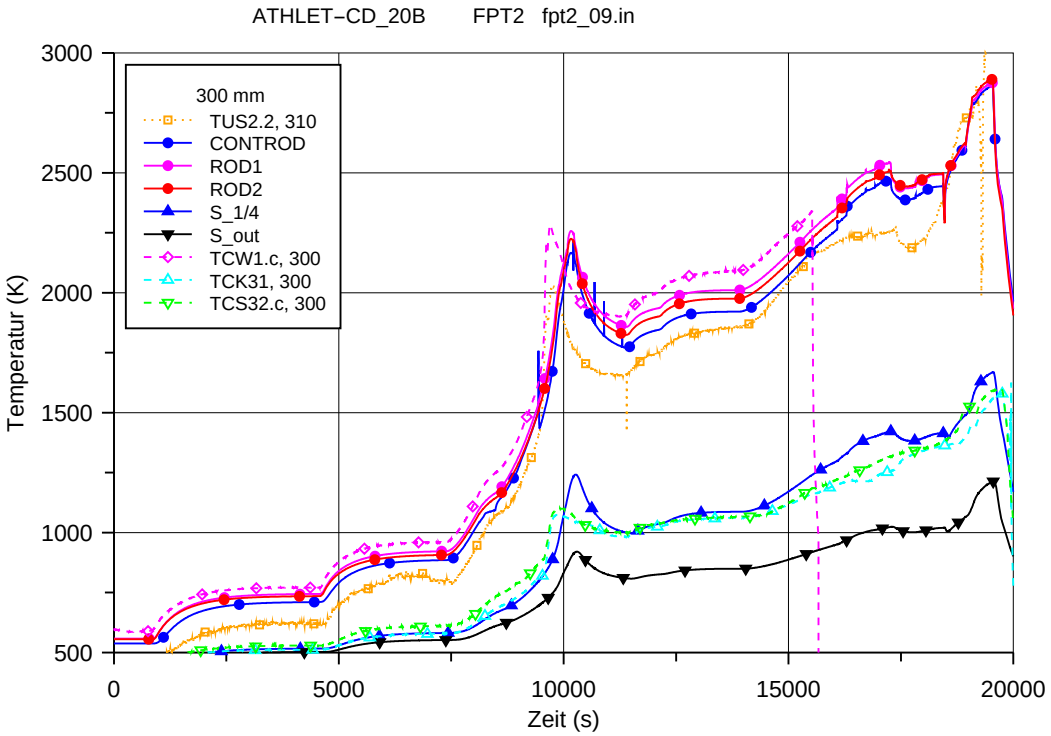
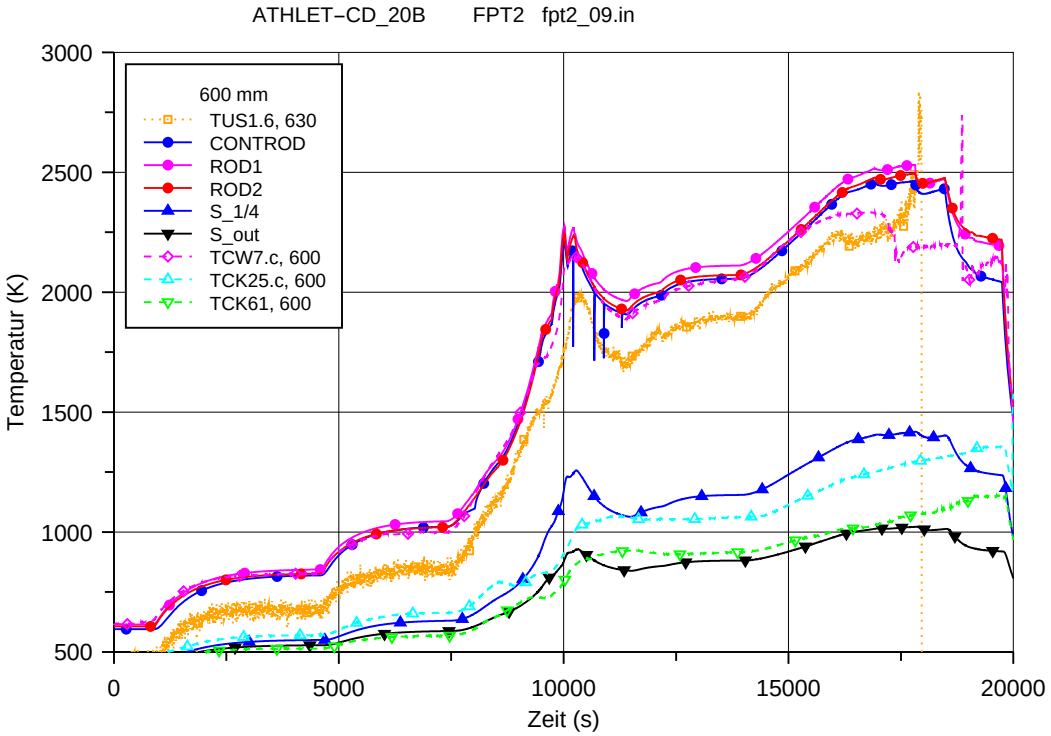


Abb. 4.10-3: FPT2: Anfangs- und Randbedingungen



Temperatur bei 300 mm



Temperatur bei 600 mm

Abb. 4.10-4: FPT2: Temperaturverläufe in 300 mm und 600 mm Höhe

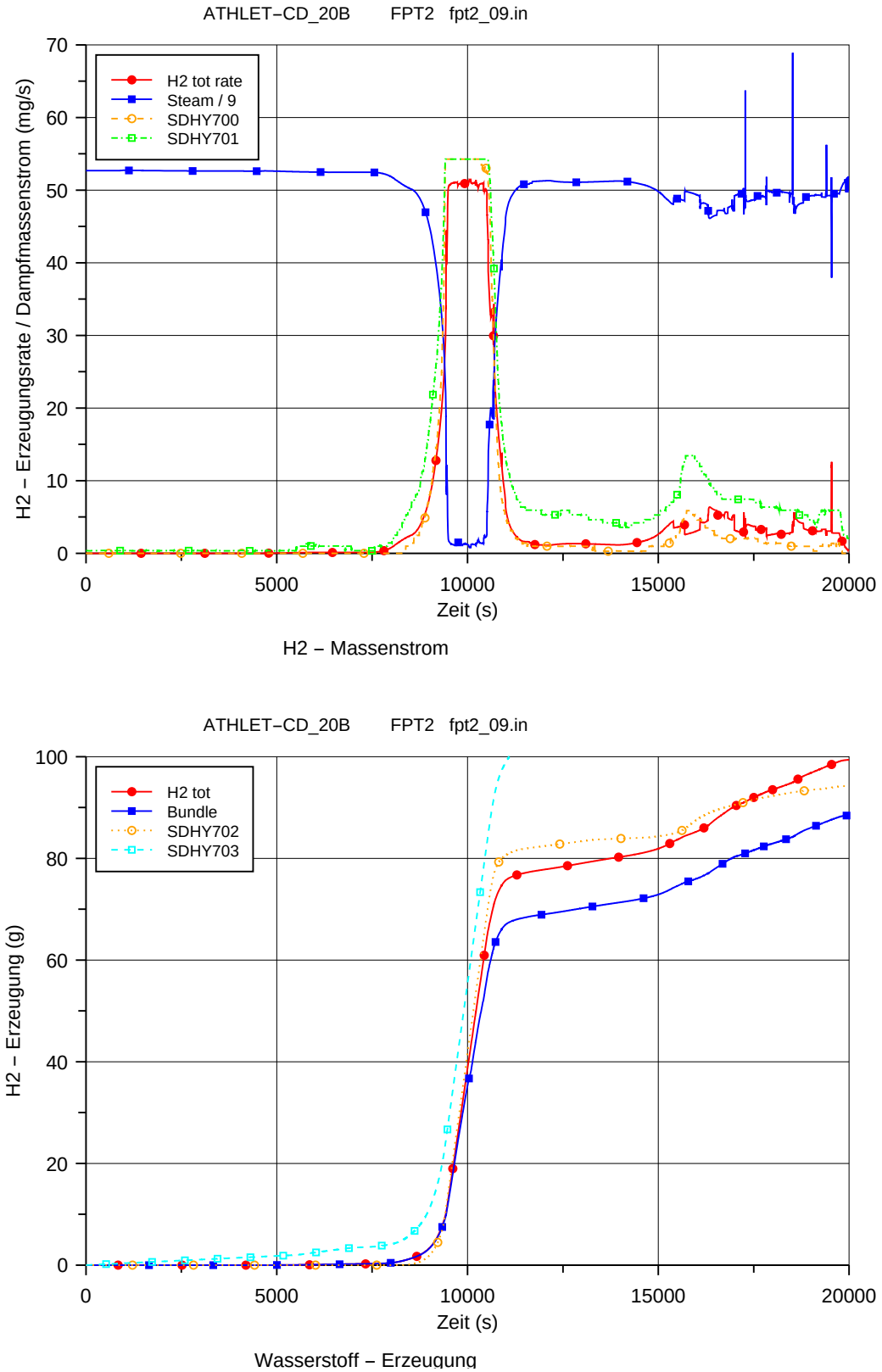
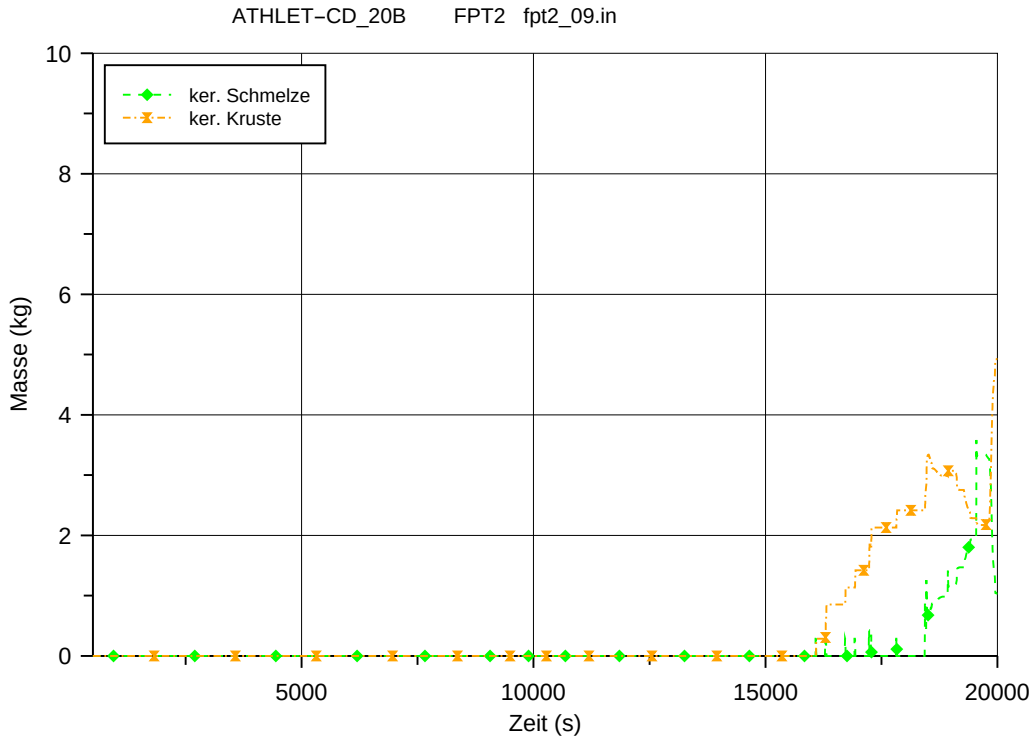
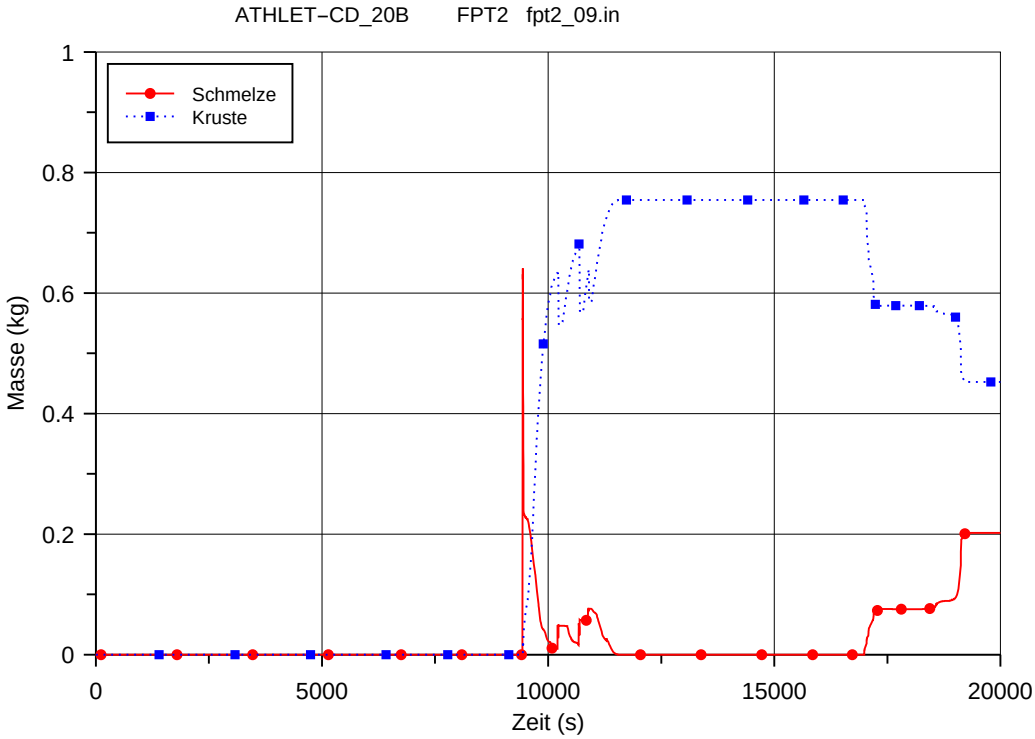


Abb. 4.10-5: FPT2: Massenströme am Bündelaustritt und H_2-Erzeugung



Massen keramischer Schmelze/Kruste der Brennstäbe



Massen Schmelze/Kruste des Absorberstabs

Abb. 4.10-6: FPT2: Schmelz- und Krustenmassen

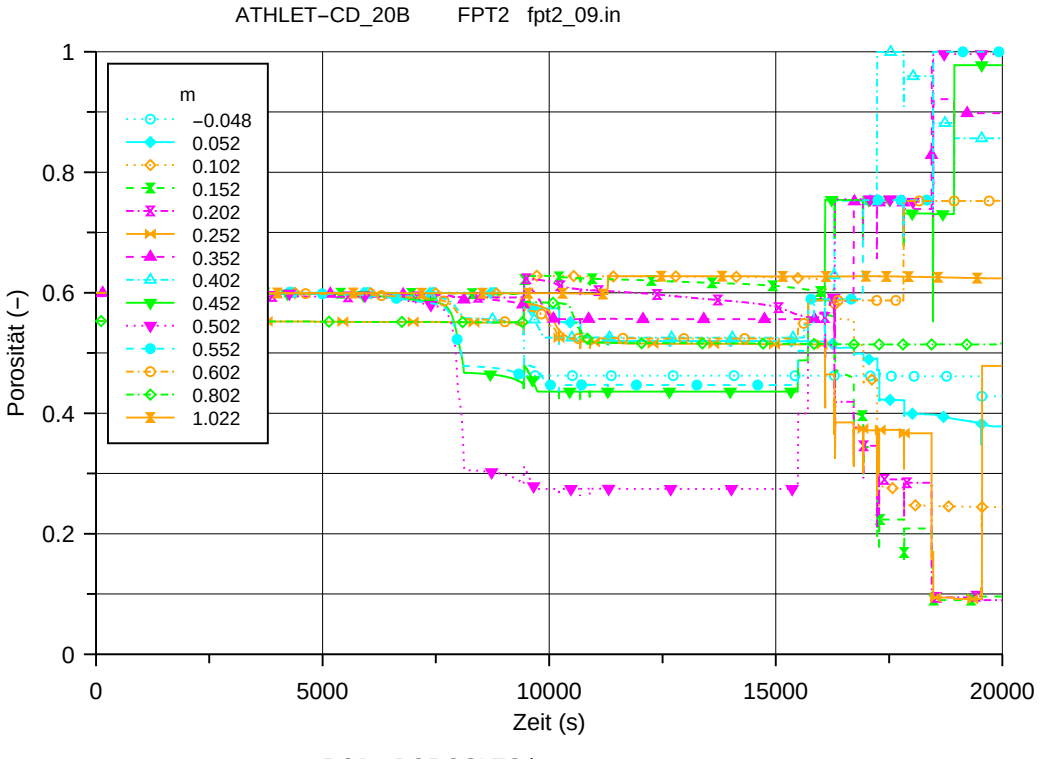


Abb. 4.10-7: FPT2: Porosität

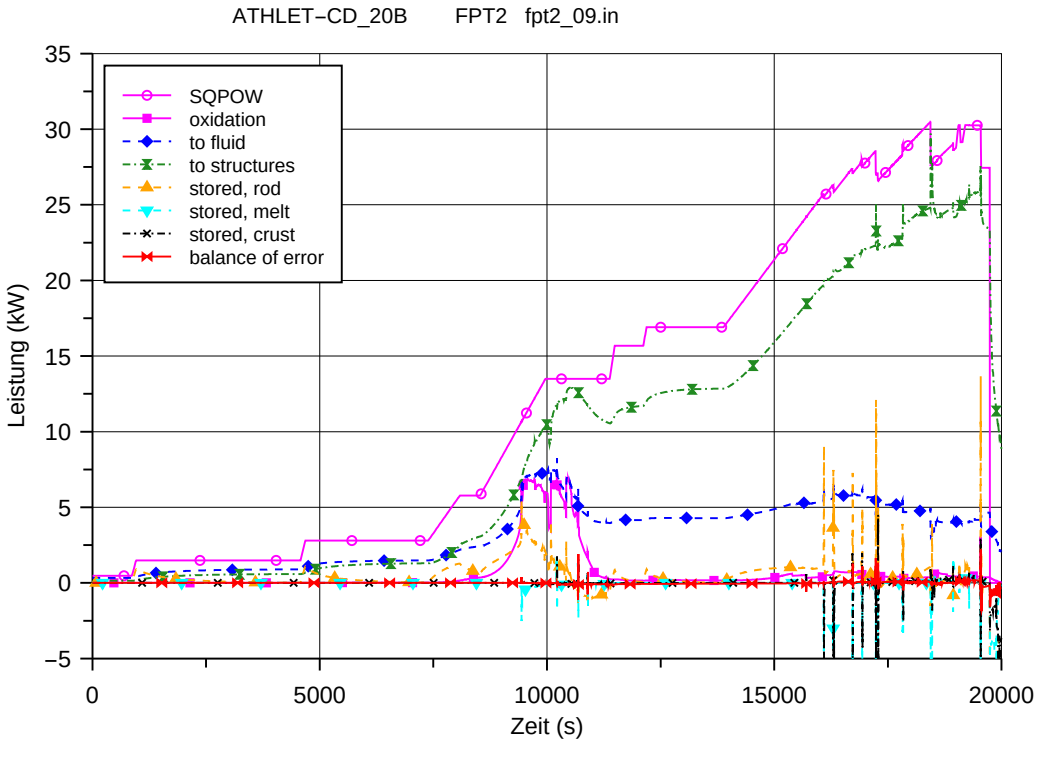


Abb. 4.10-8: FPT2: Leistungsbilanz des Bündels

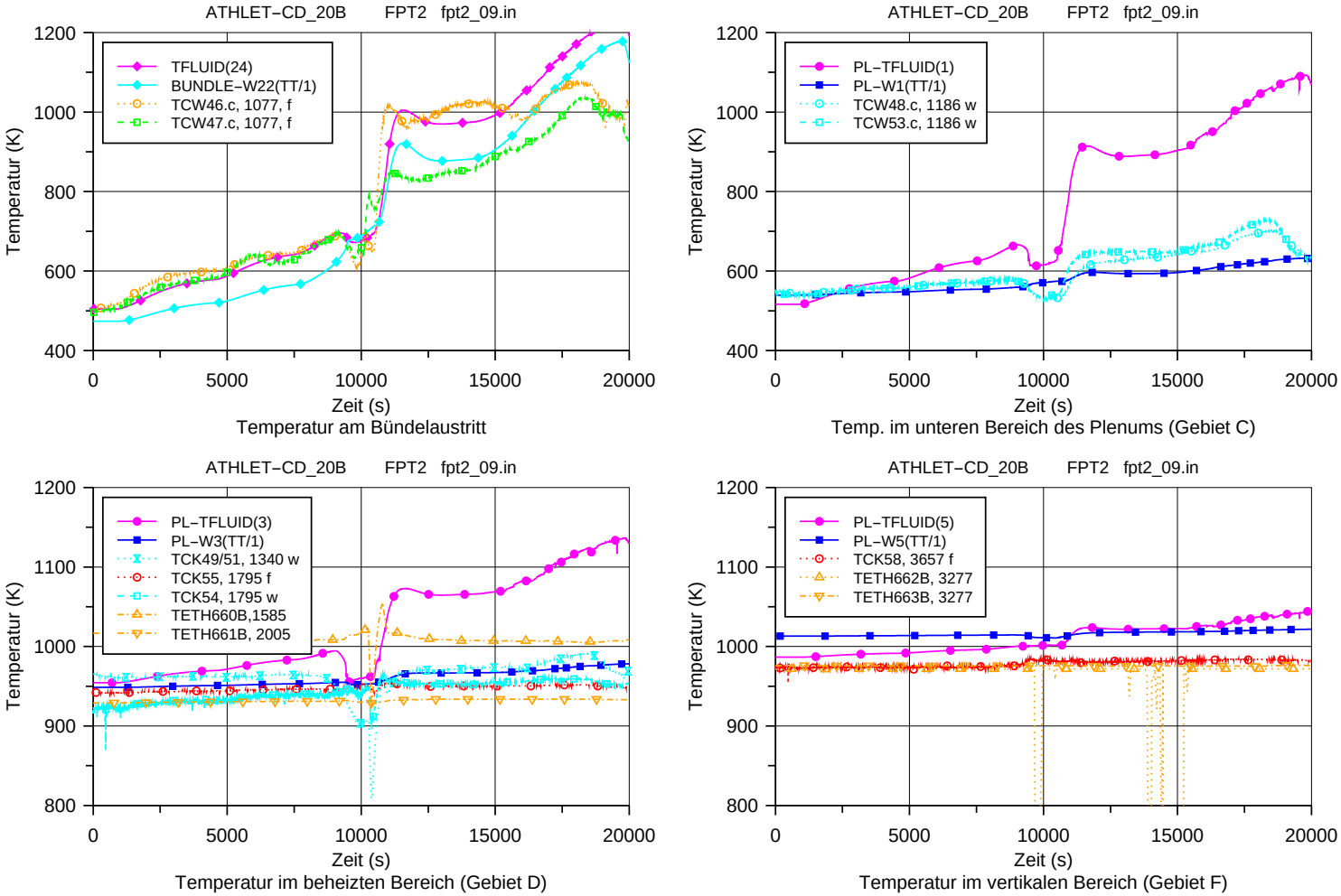
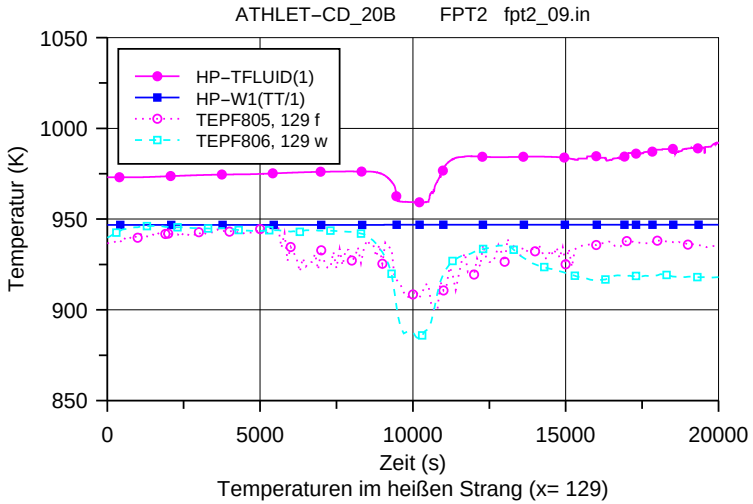
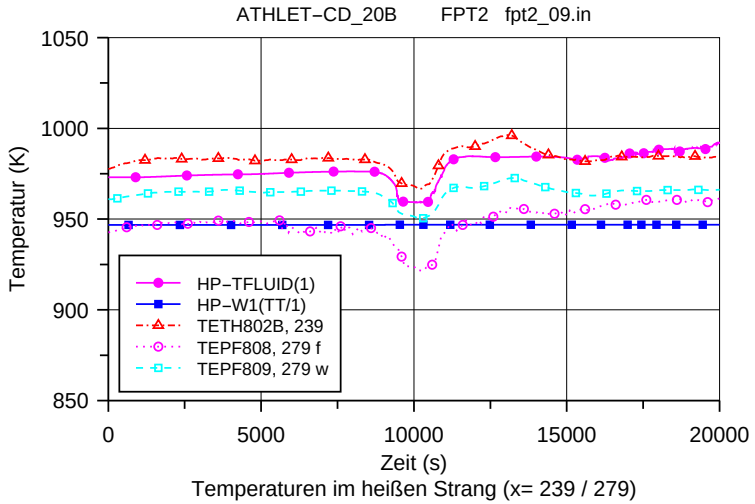
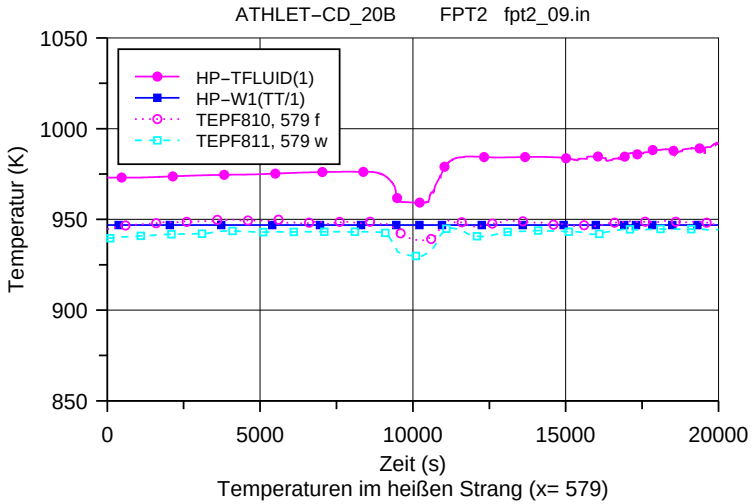


Abb. 4.10-9: FPT2: Temperaturverläufe im Plenum







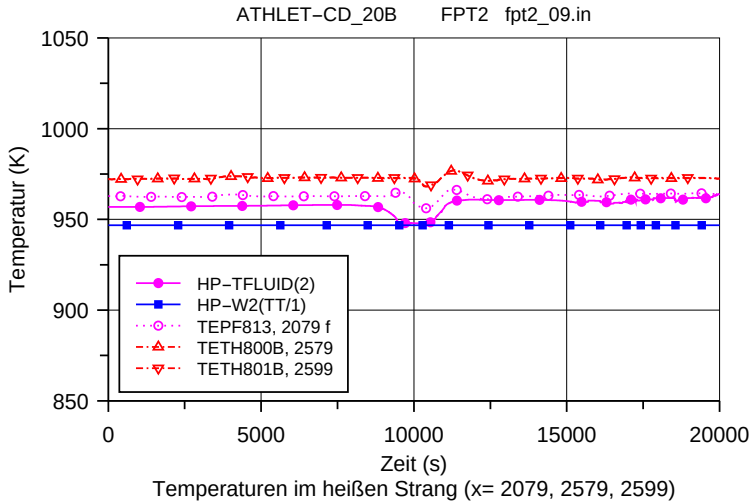


Abb. 4.10-10: FPT2: Temperaturverläufe in der heißen Leitung (1)

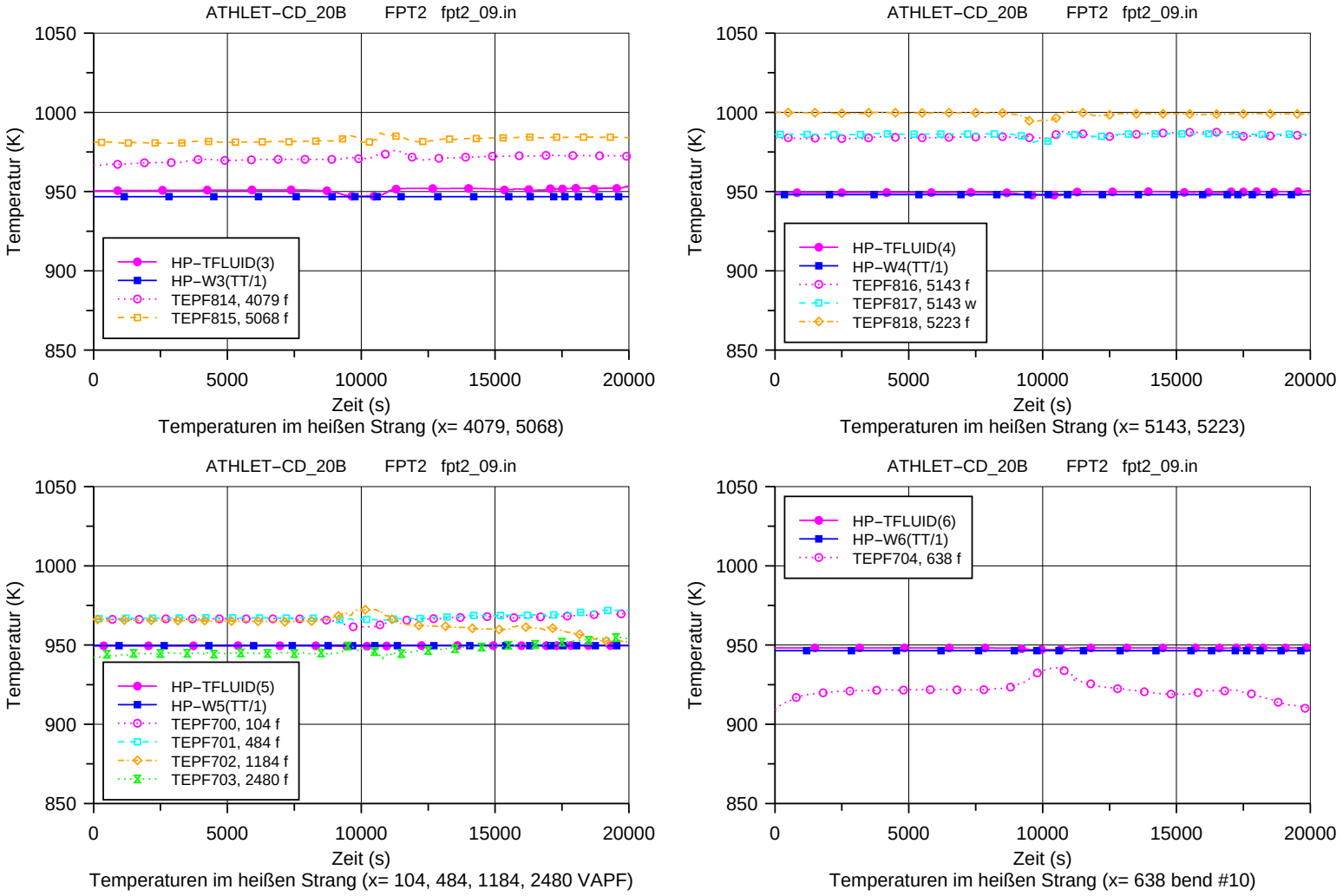


Abb. 4.10-11: FPT2: Temperaturverläufe in der heißen Leitung (2)

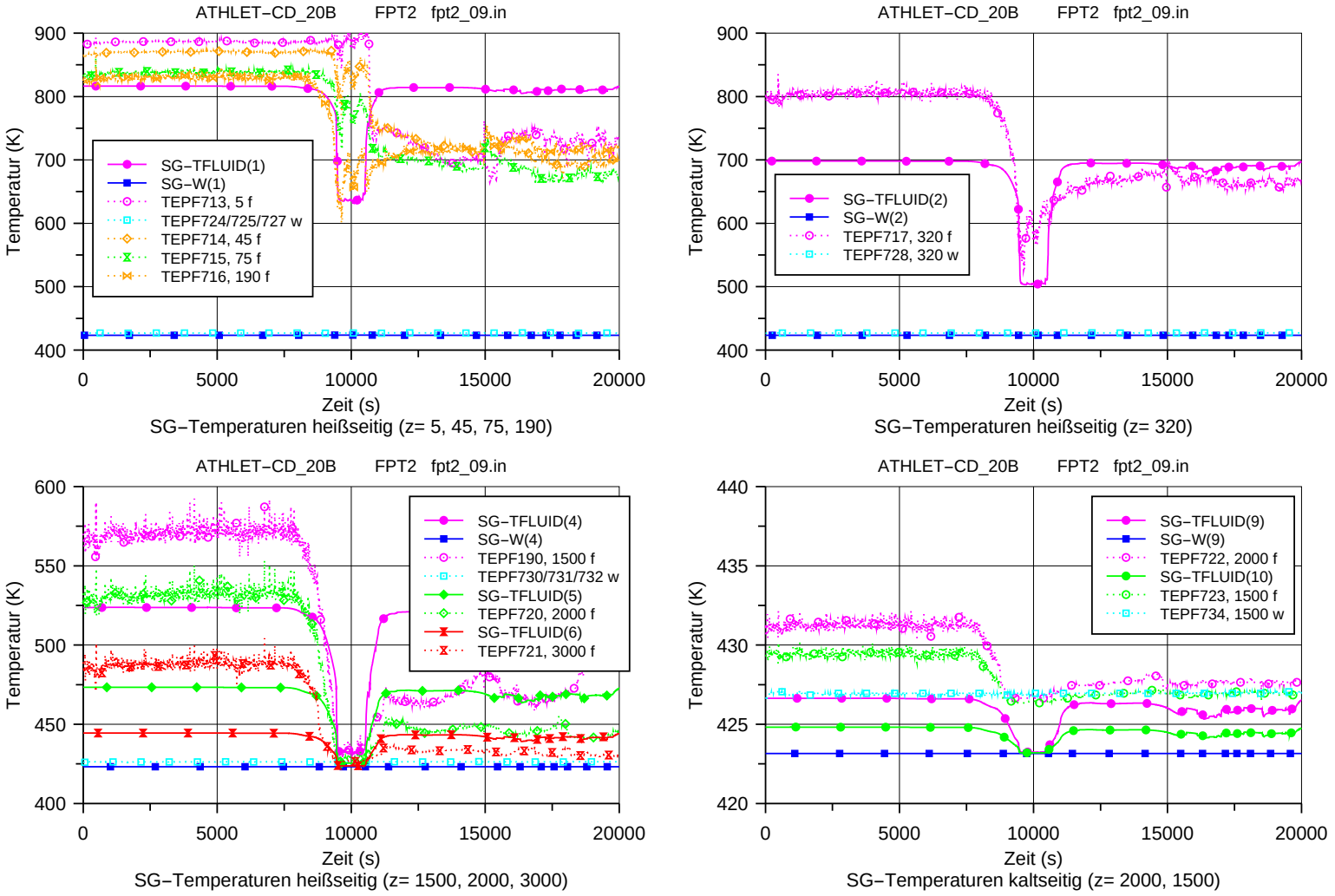


Abb. 4.10-12: FPT2: Temperaturverläufe im Dampferzeuger

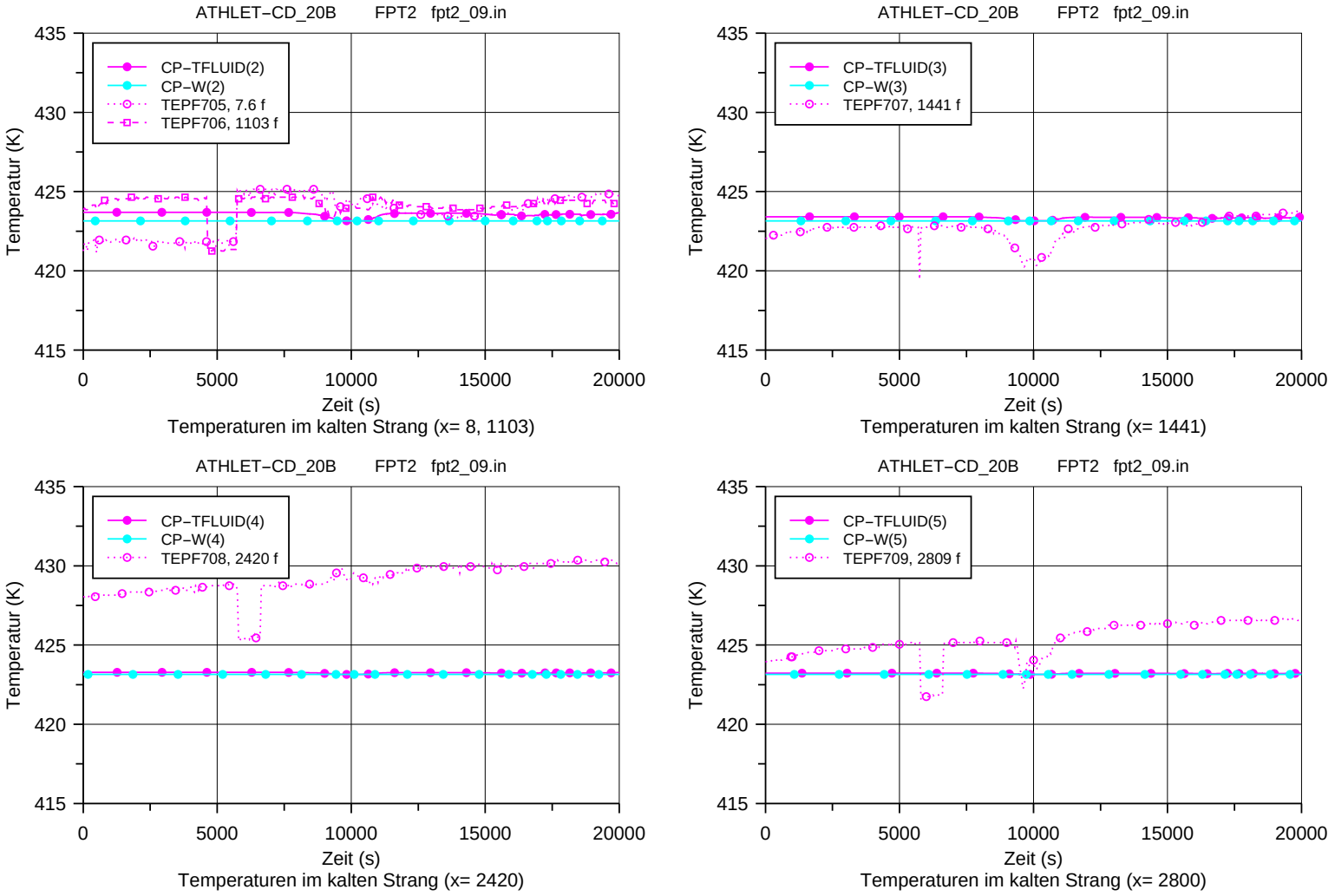


Abb. 4.10-13: FPT2: Temperaturverläufe in der kalten Leitung

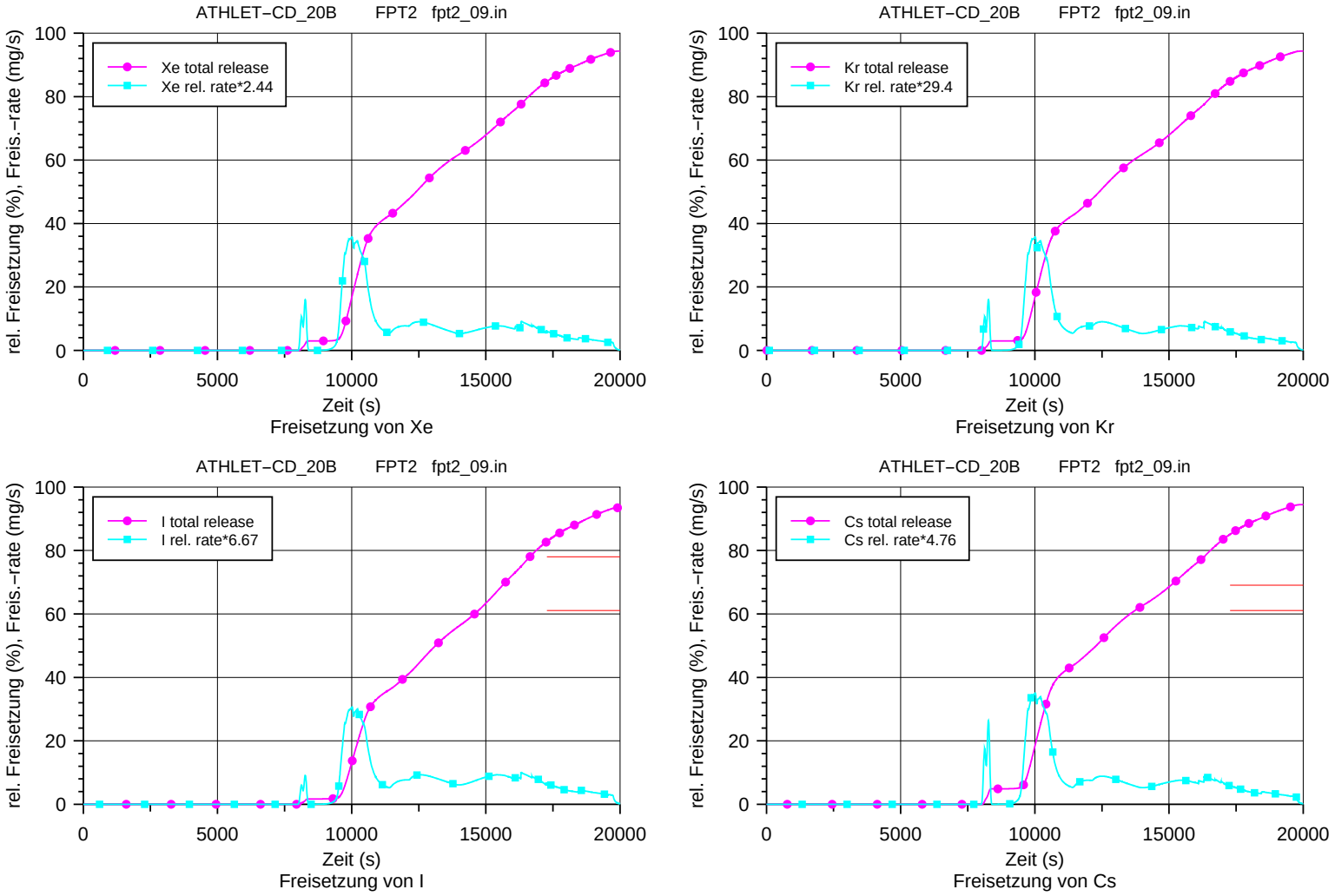


Abb. 4.10-14: FPT2: Freisetzung von Xe, Kr, I, Cs

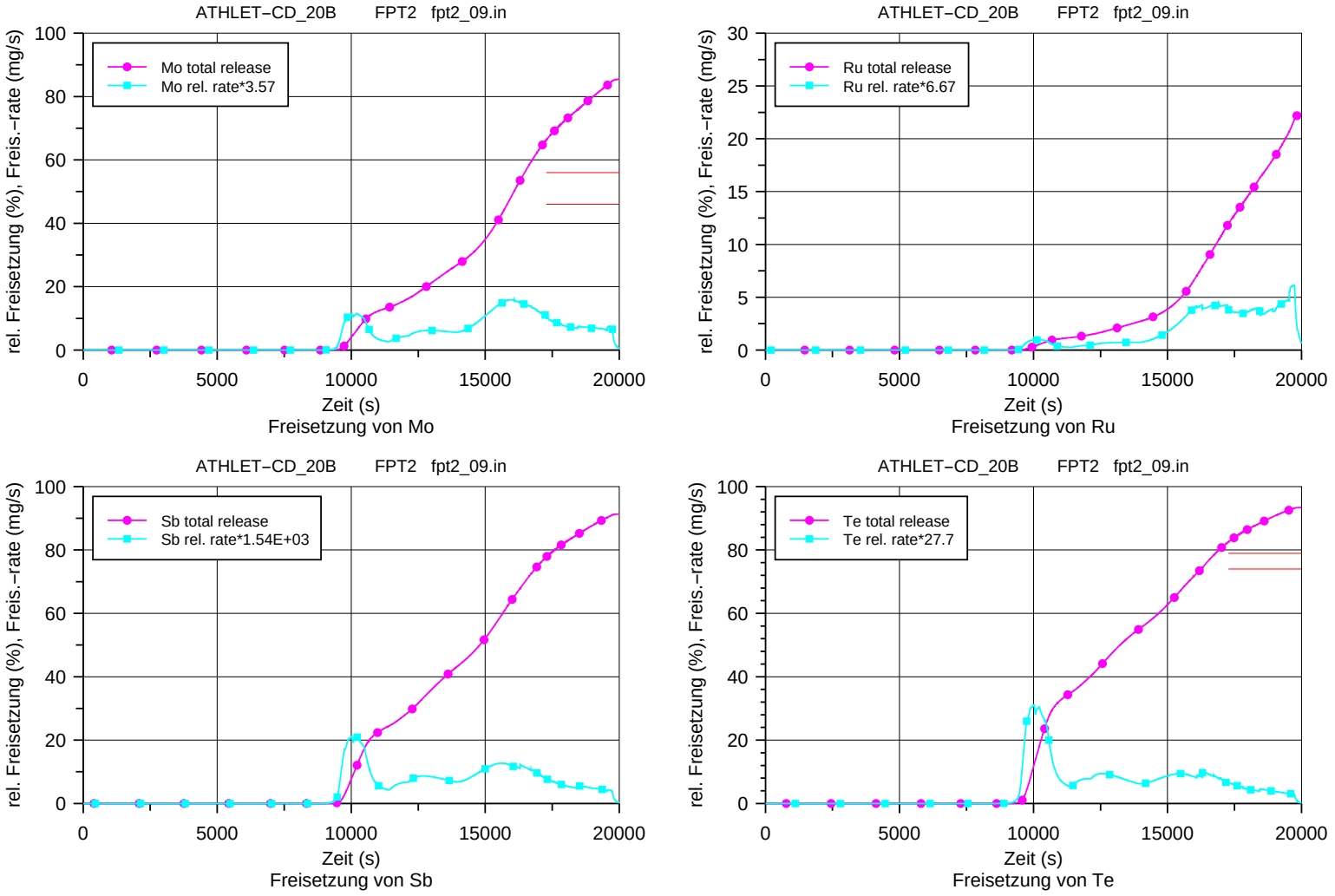


Abb. 4.10-15: FPT2: Freisetzung von Mo, Ru, Sb, Te

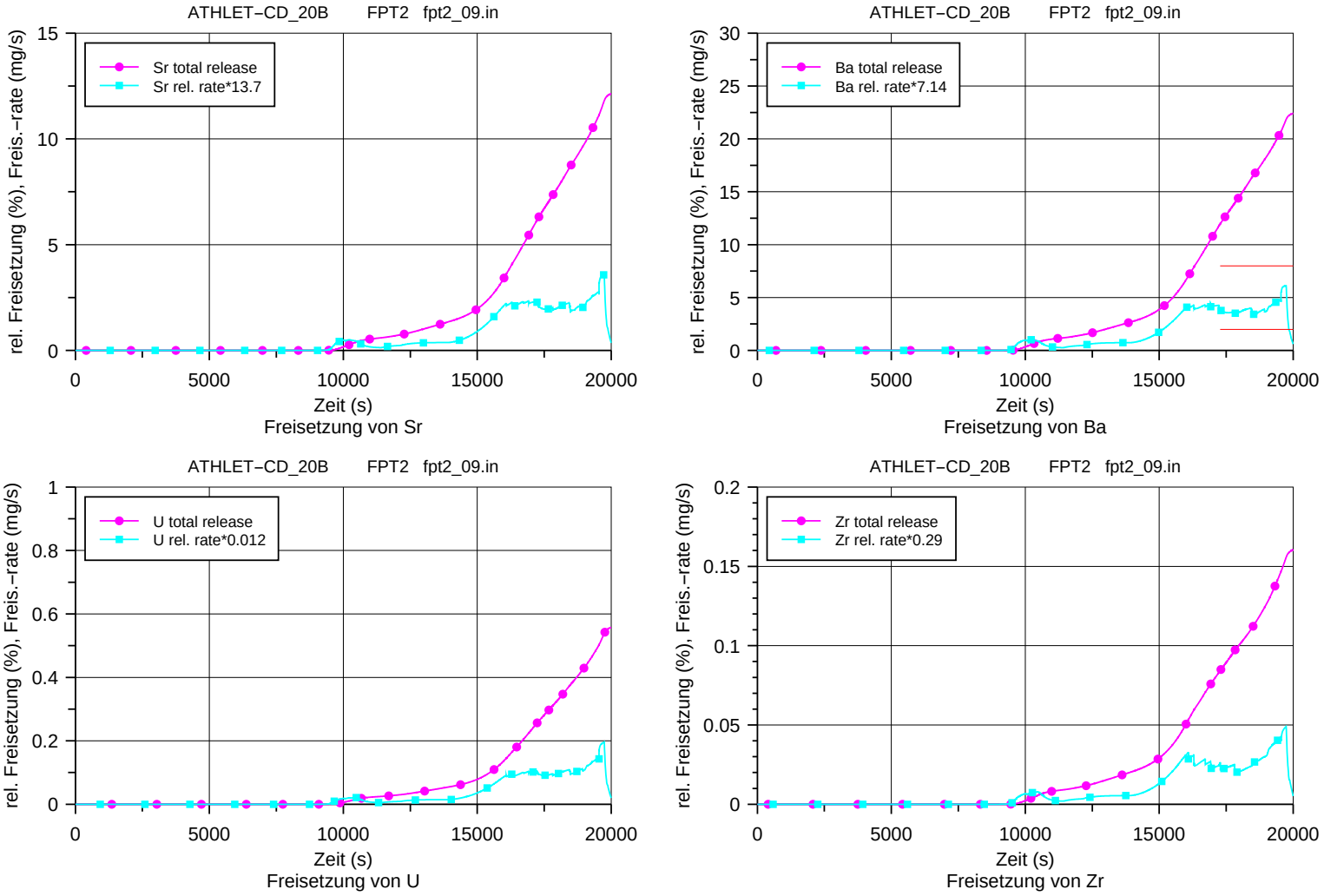


Abb. 4.10-16: FPT2: Freisetzung von Sr, Ba, U, Zr

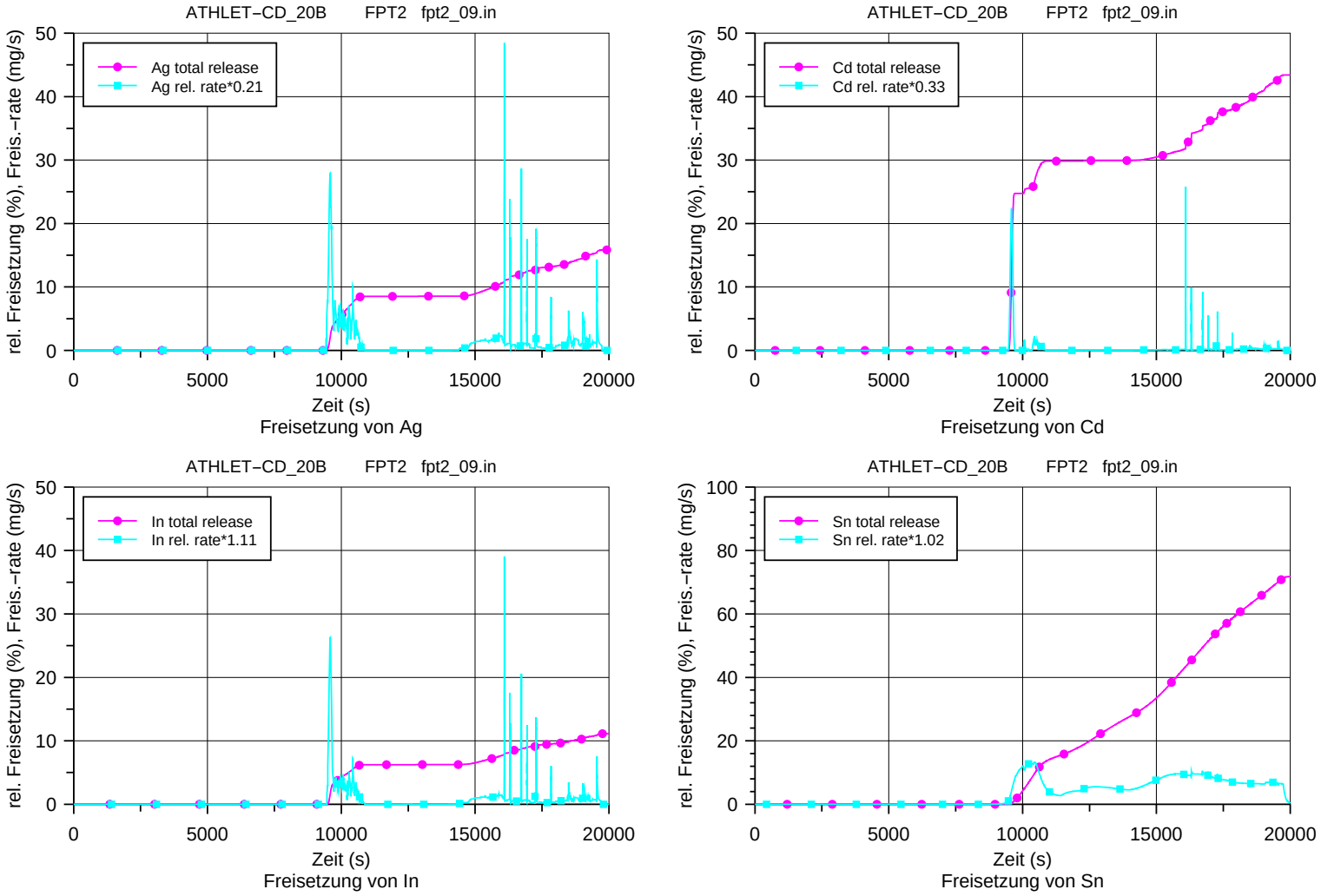


Abb. 4.10-17: FPT2: Freisetzung von Absorber- und Strukturmaterial (AIC, Sn)

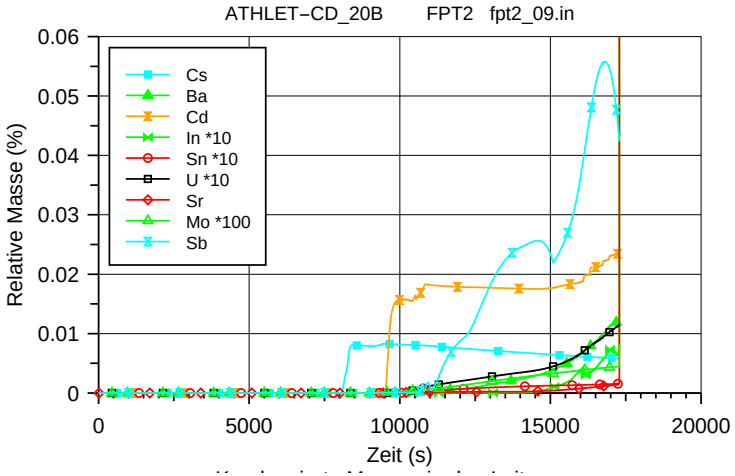


Abb. 4.10-18: FPT2: Integrale Ablagerungen einiger Elemente

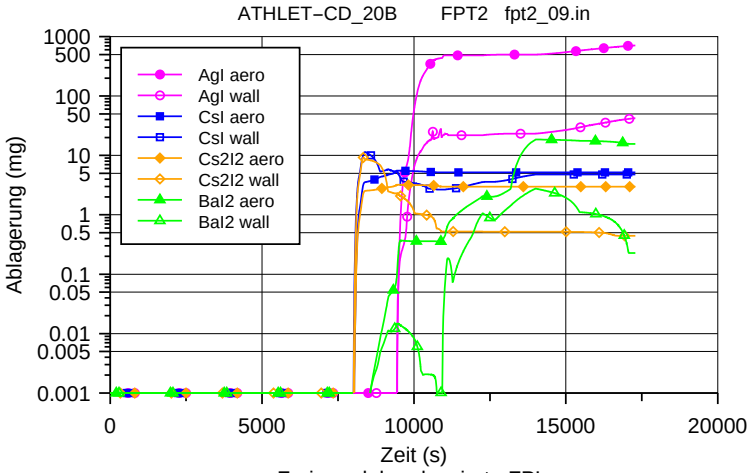


Abb. 4.10-19: FPT2: Aerosole und kondensierte Jod-Verbindungen

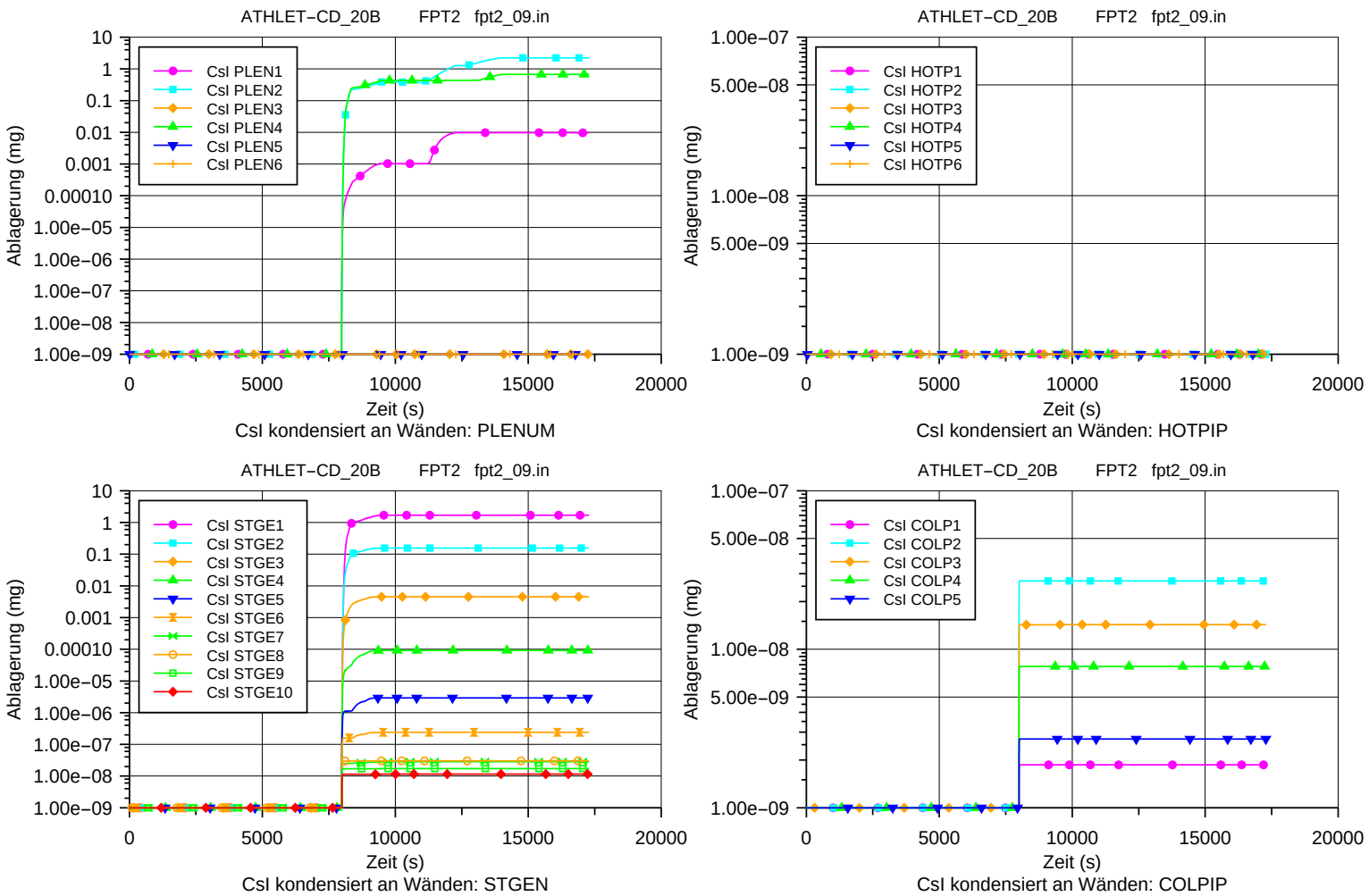


Abb. 4.10-20: FPT2: Lokale Ablagerungen von CsI im System

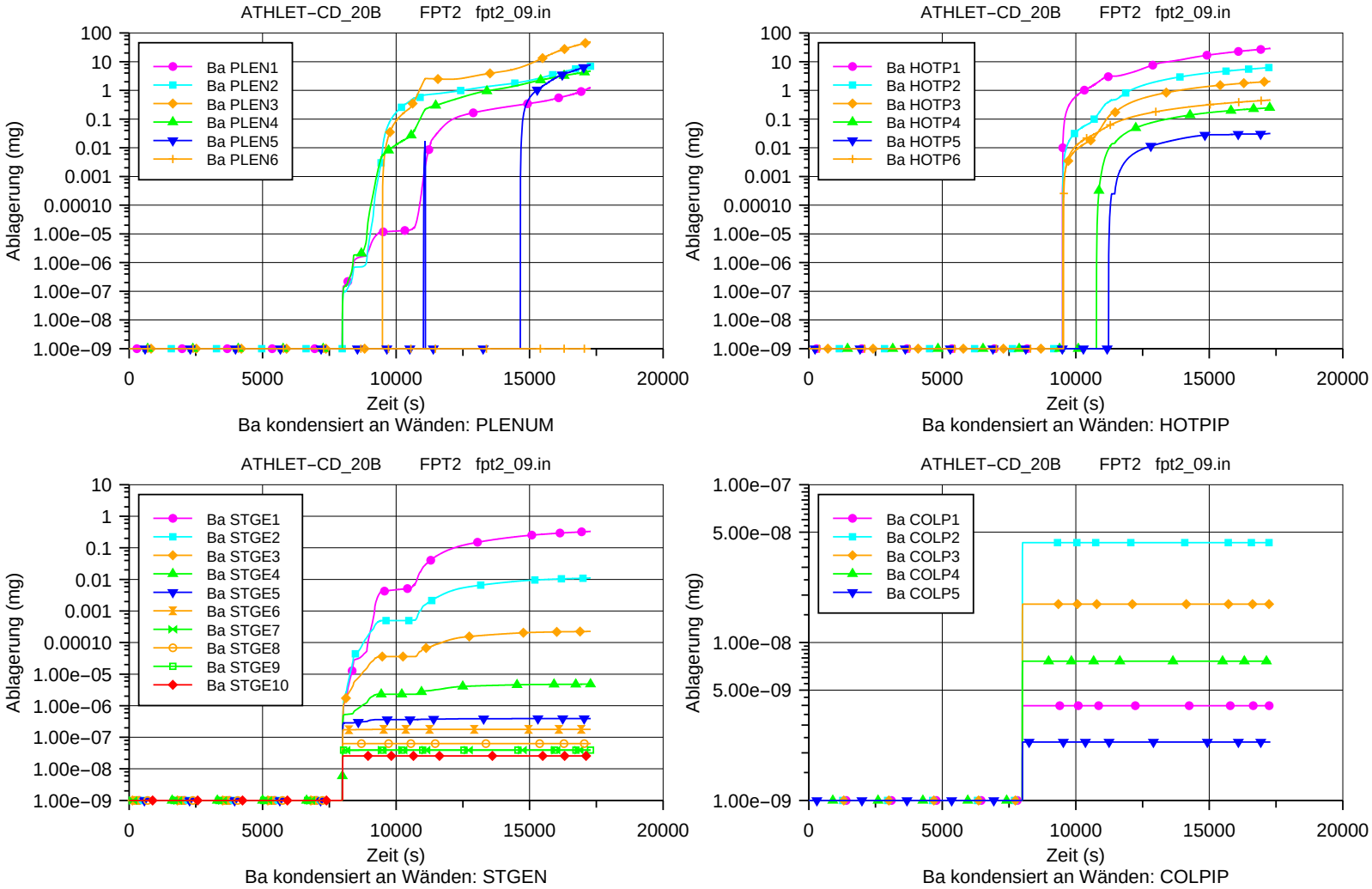


Abb. 4.10-21: FPT2: Lokale Ablagerungen von Ba im System

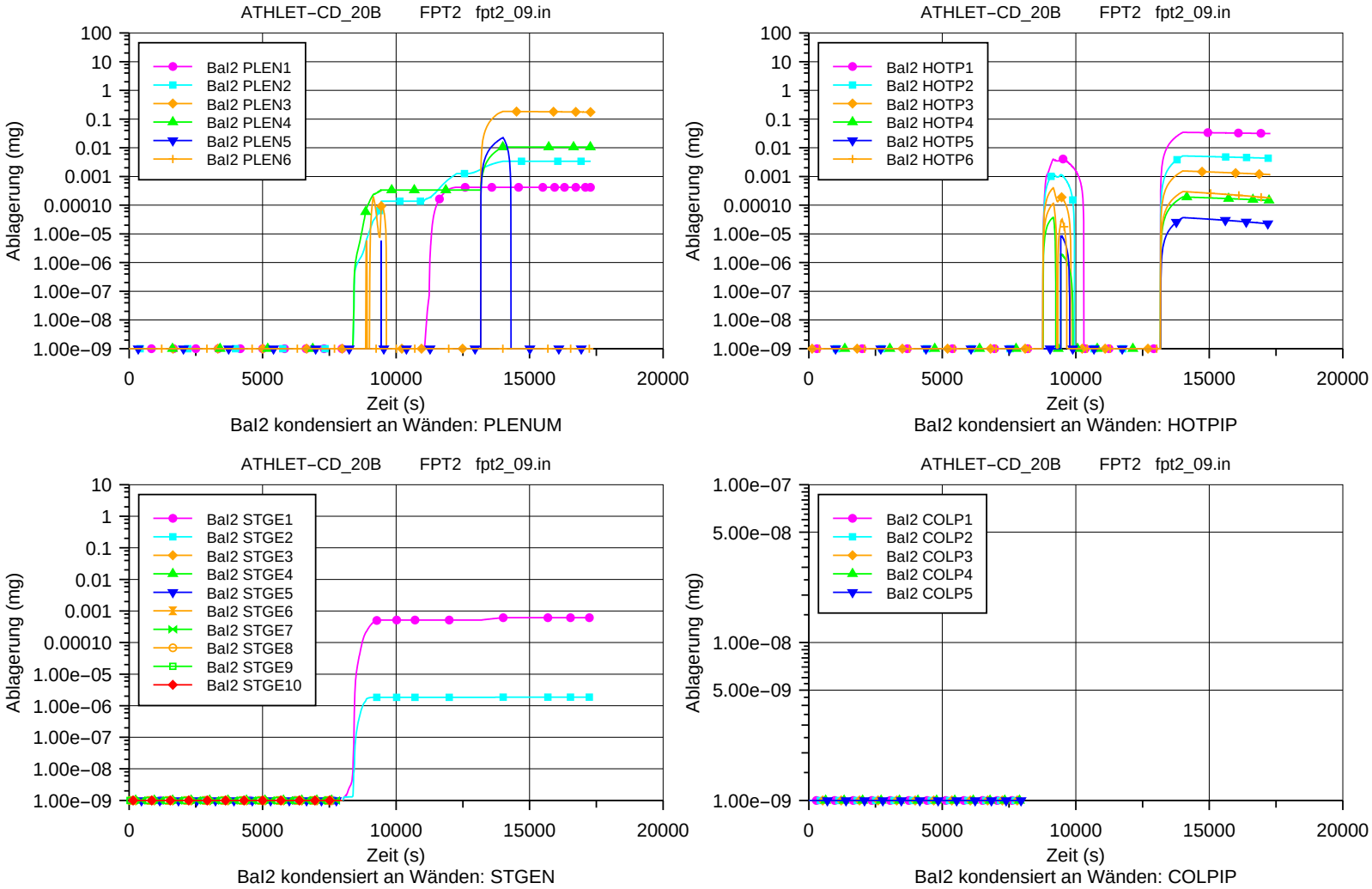


Abb. 4.10-22: FPT2: Lokale Ablagerungen von BaI_2 im System

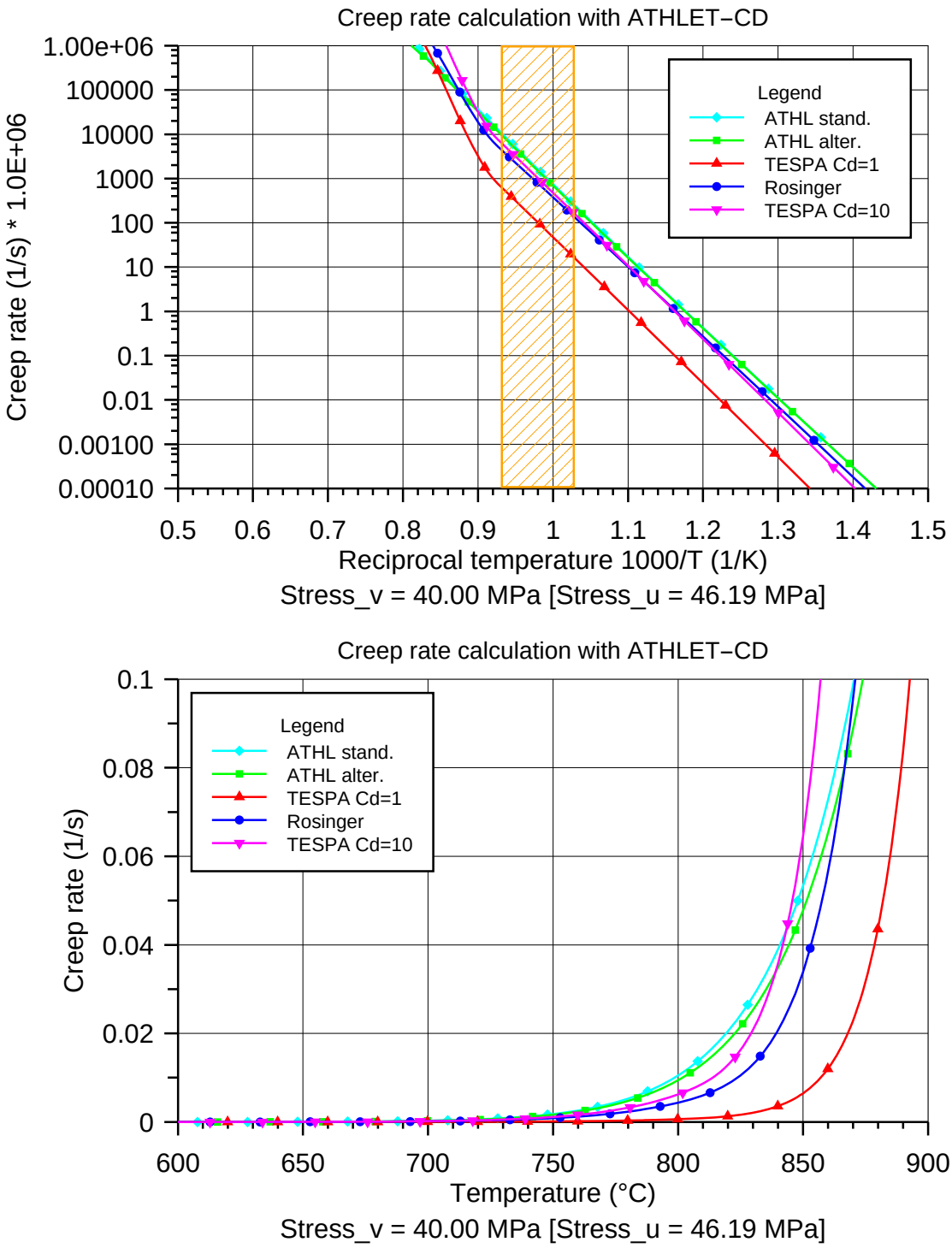


Abb. 4.11-1: Halden: Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Hüllrohrtemperatur

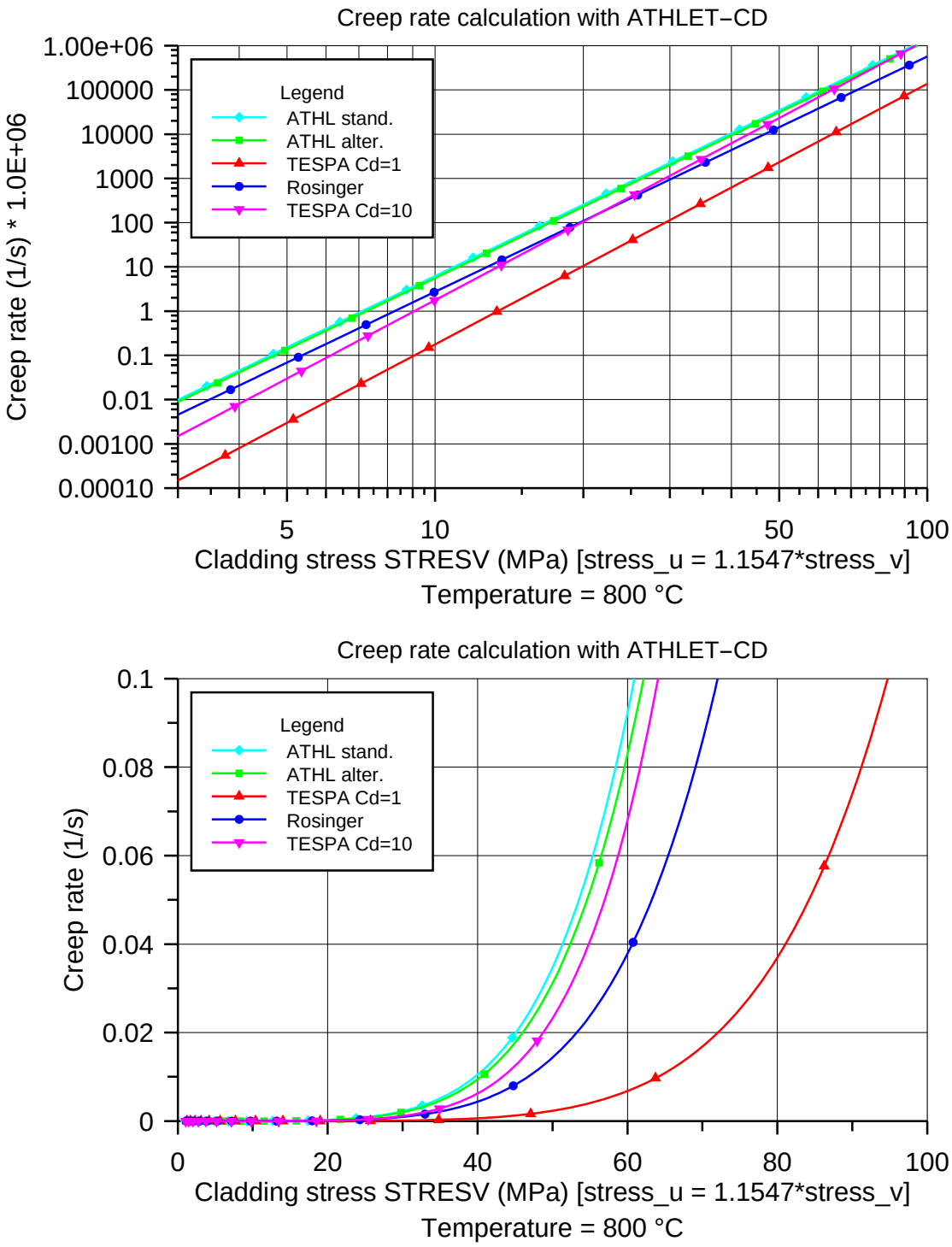


Abb. 4.11-2: Halden: Kriechgeschwindigkeit als Funktion der Vergleichs-spannung

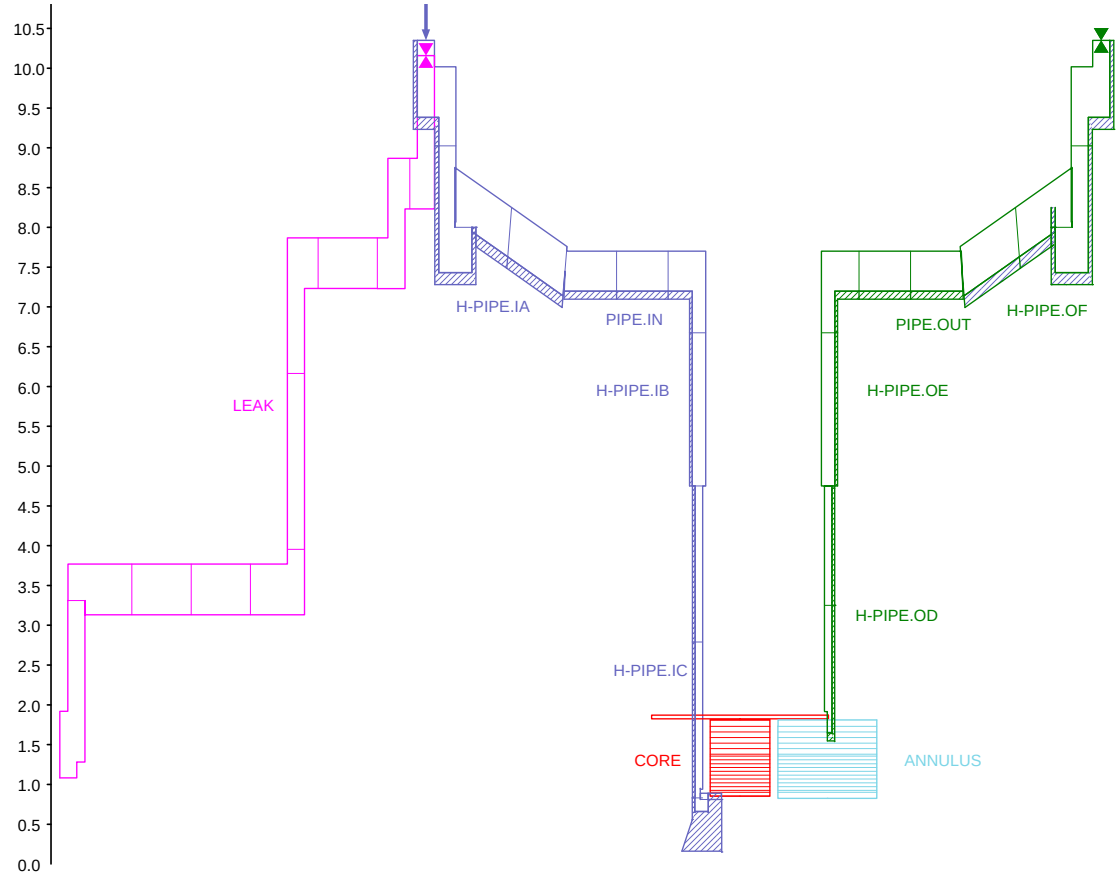


Abb. 4.11-3: Halden: Nodalisierung der Versuchseinrichtung für Test IFA-650.3

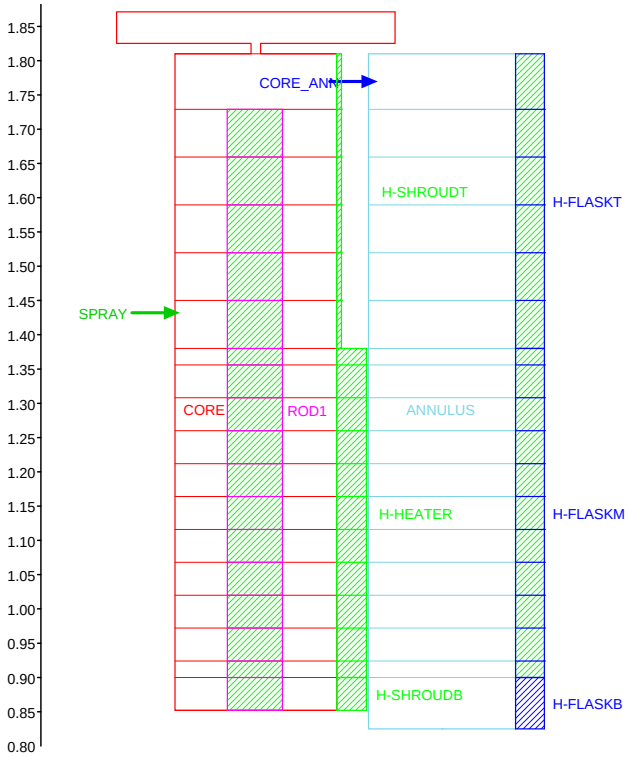


Abb. 4.11-4: Halden: Nodalisierung der Versuchskapsel für Test IFA-650.3

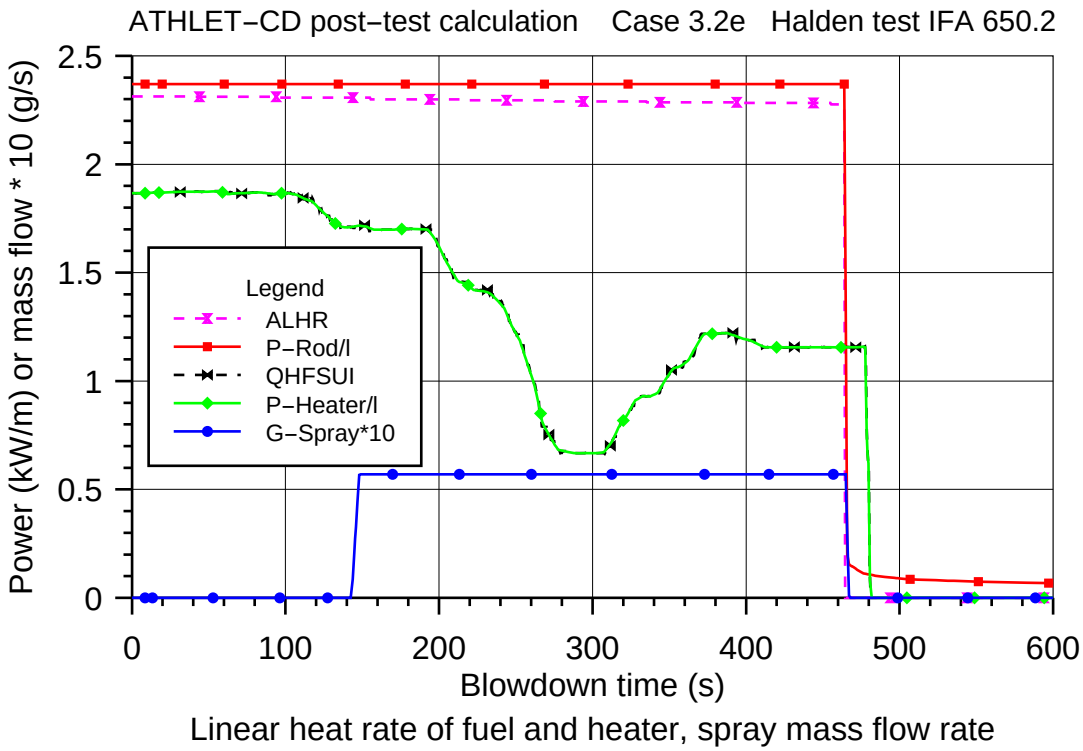


Abb. 4.11-5: Halden: Randbedingungen für Test IFA-650.2

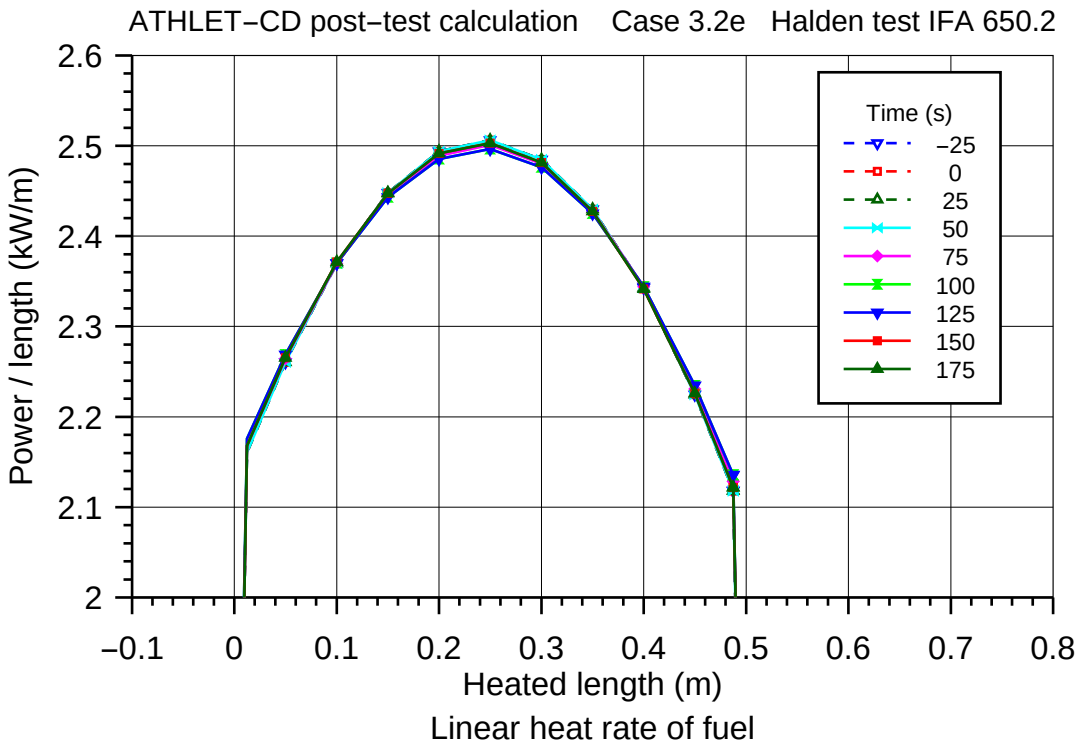


Abb. 4.11-6: Halden: Axiale Verteilung der Brennstableistung, Test IFA-650.2

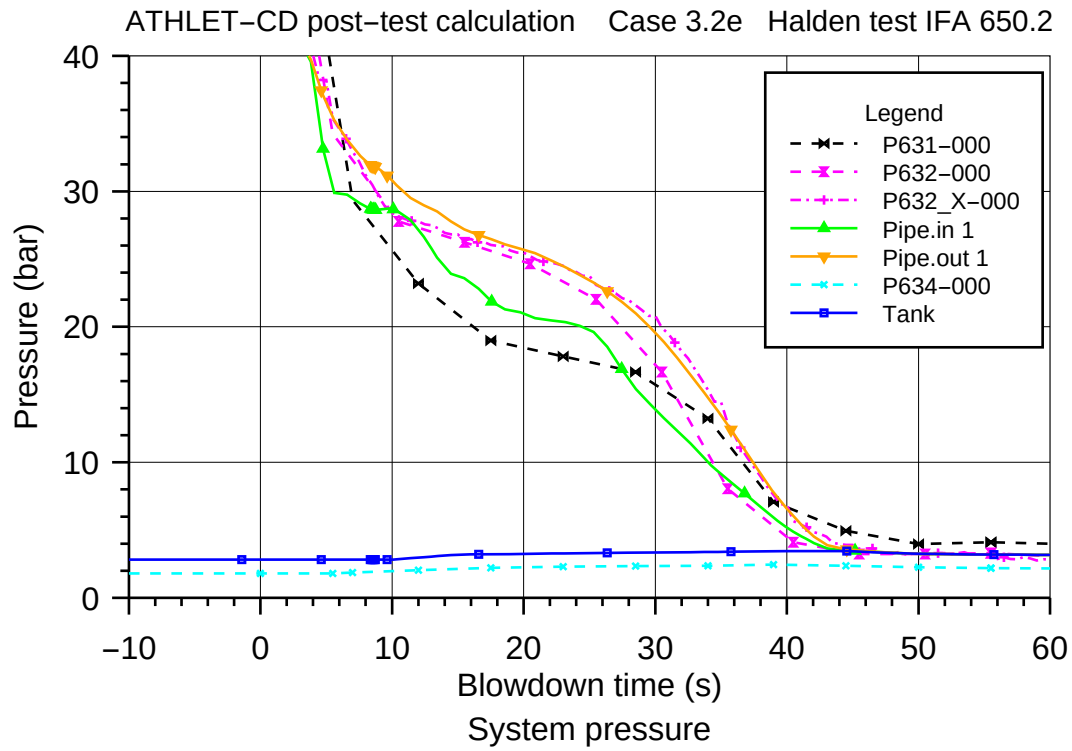


Abb. 4.11-7: Halden: Druckverlauf während Blowdown, Test IFA-650.2

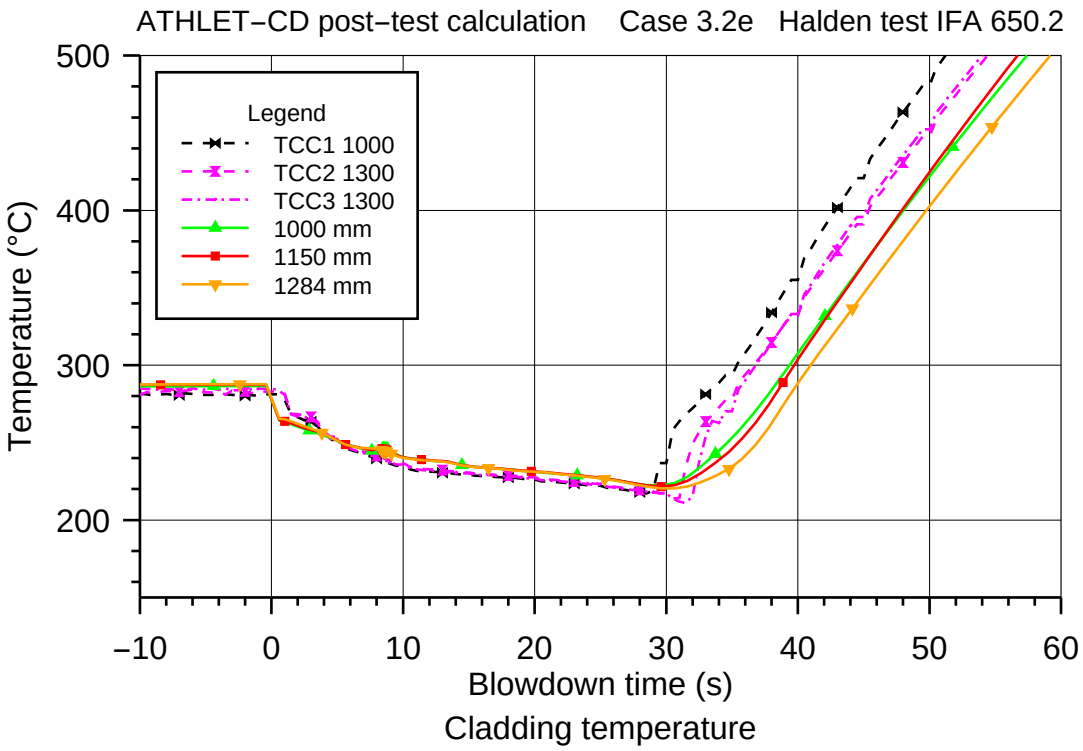


Abb. 4.11-8: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.2

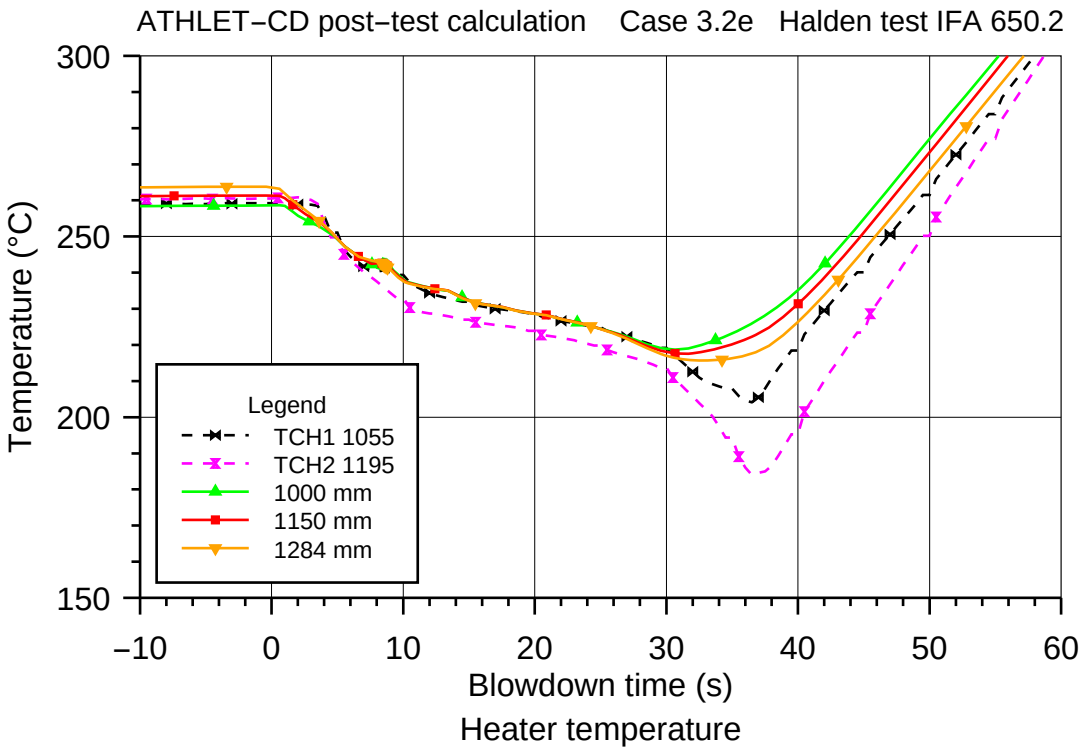


Abb. 4.11-9: Halden: Heizertemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.2

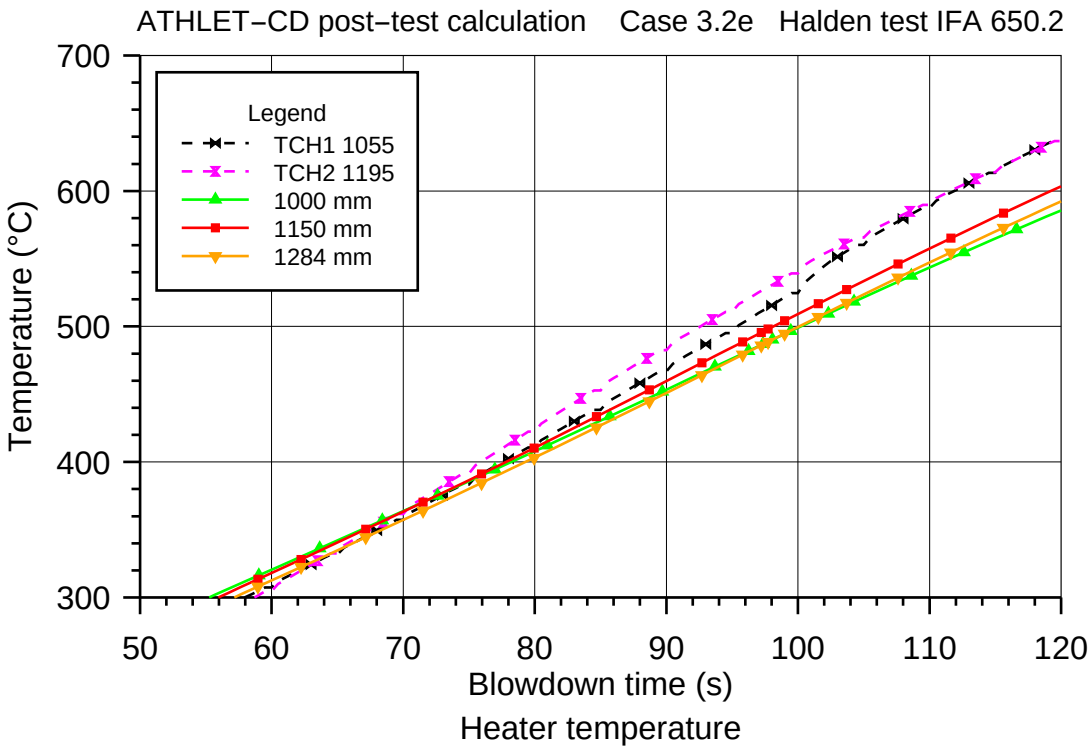


Abb. 4.11-10: Halden: Heizertemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.2

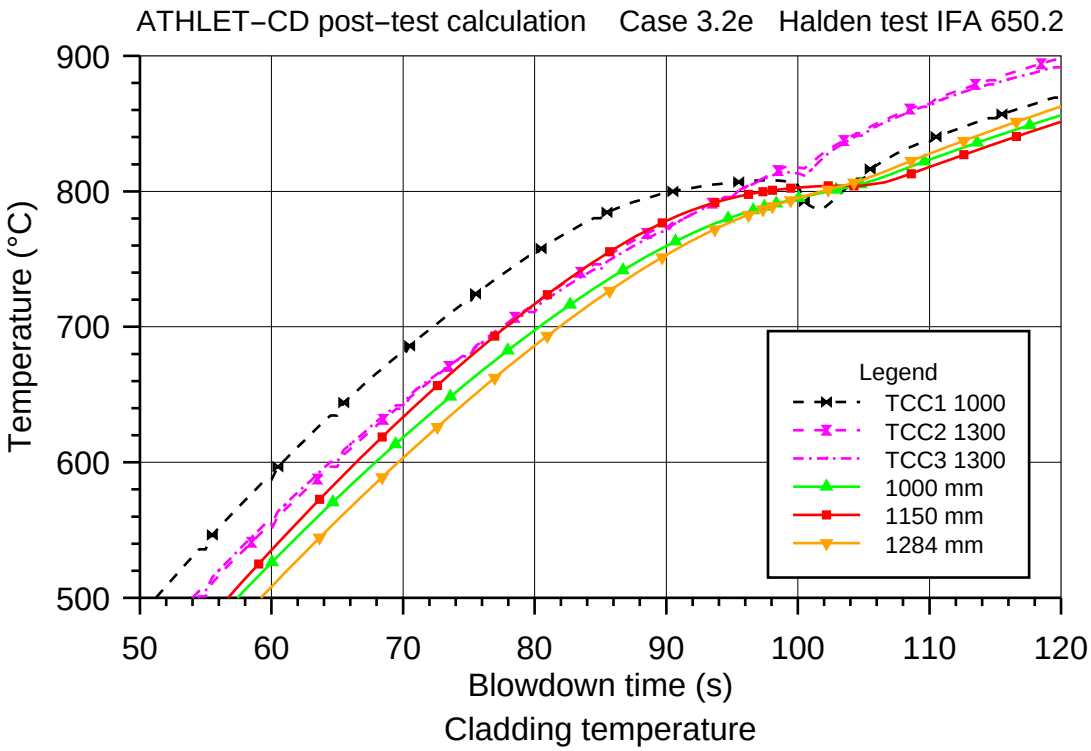


Abb. 4.11-11: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.2

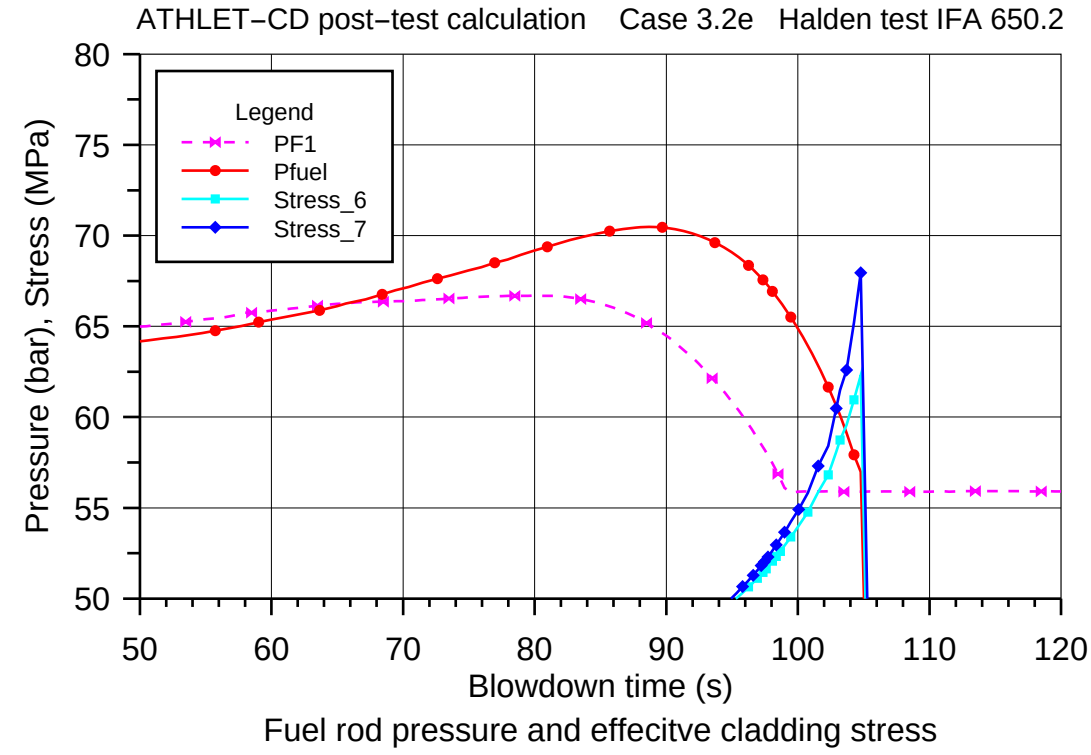


Abb. 4.11-12: Halden: Brennstabinnendruck und Hüllrohrspannung, Test IFA-650.2

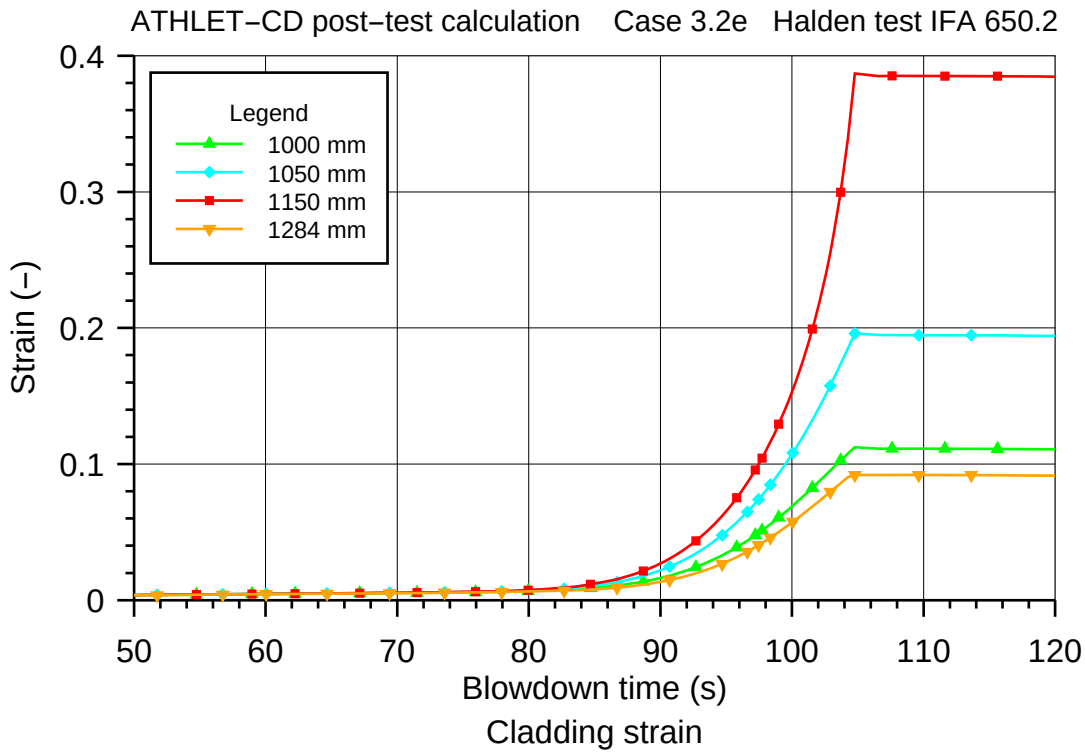


Abb. 4.11-13: Halden: Relative Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.2

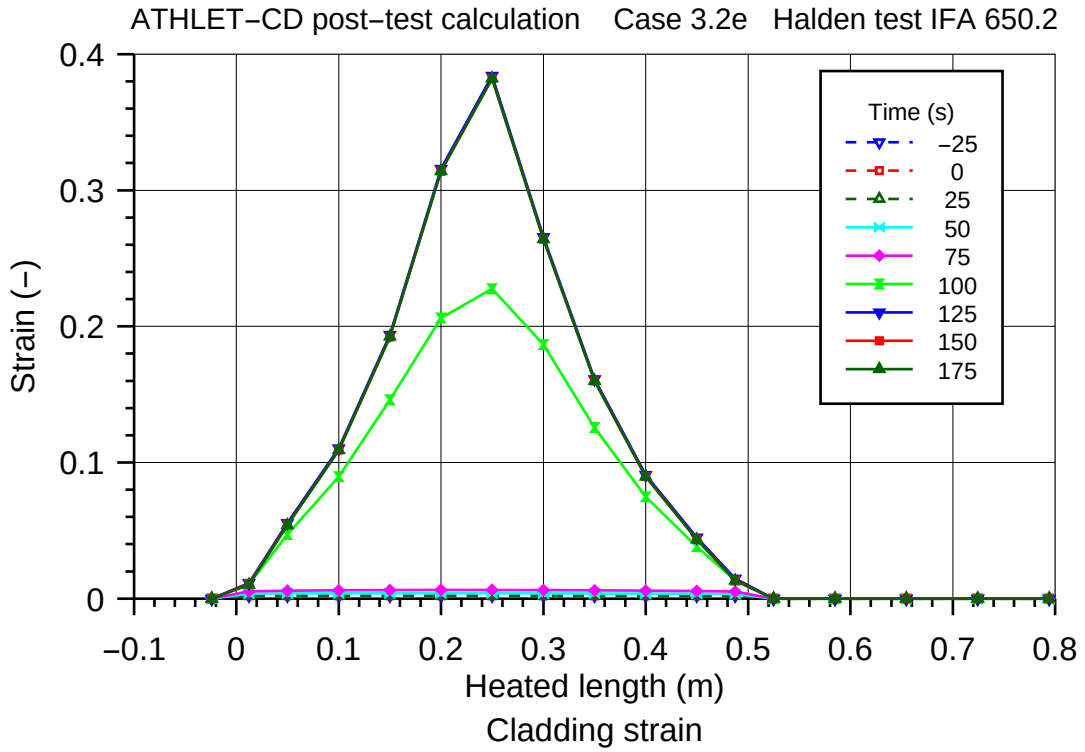


Abb. 4.11-14: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.2

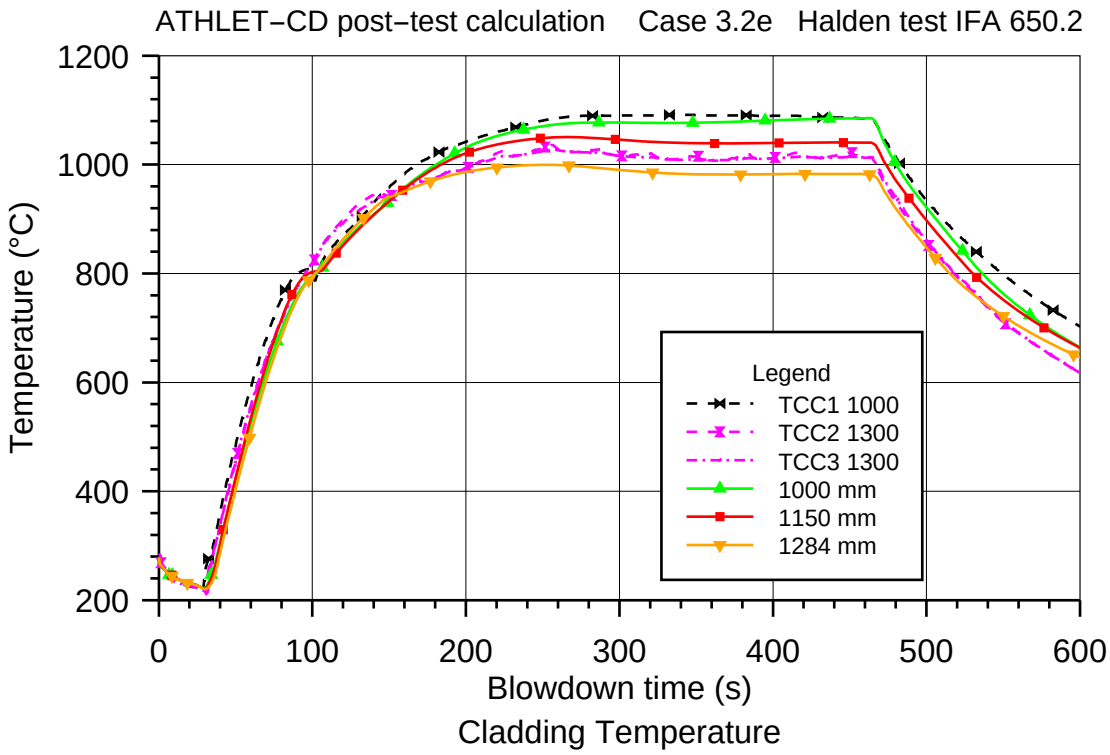


Abb. 4.11-15: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Test IFA-650.2

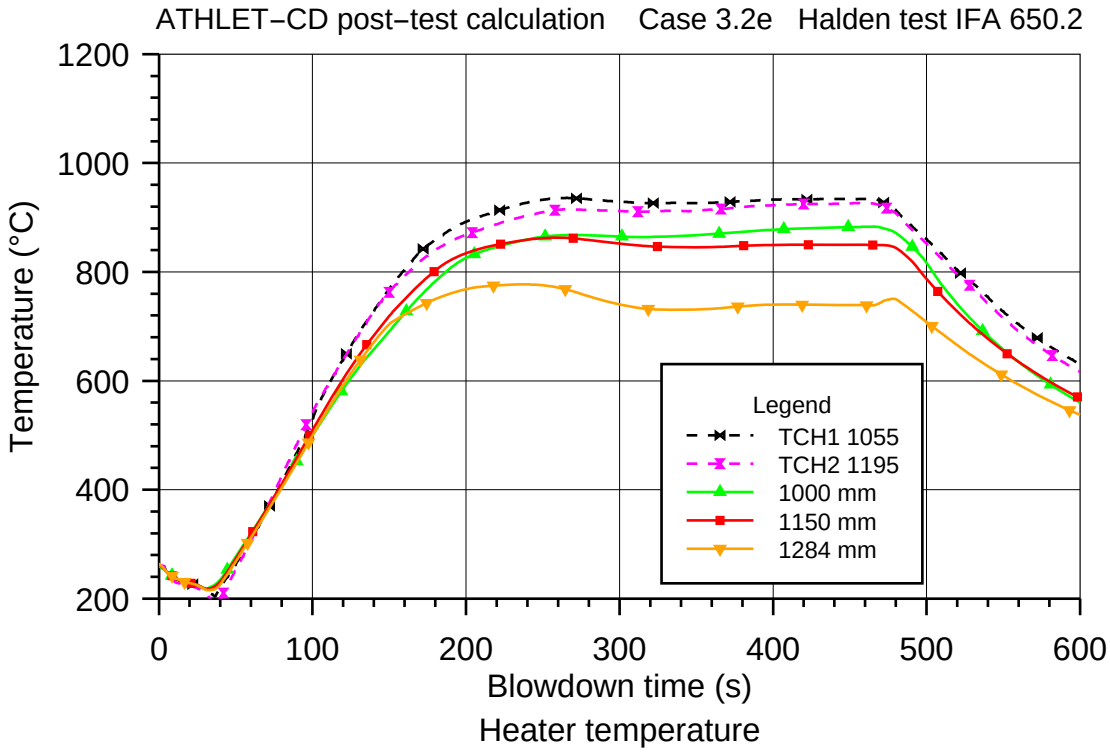


Abb. 4.11-16: Halden: Heizertemperaturen während Test IFA-650.2

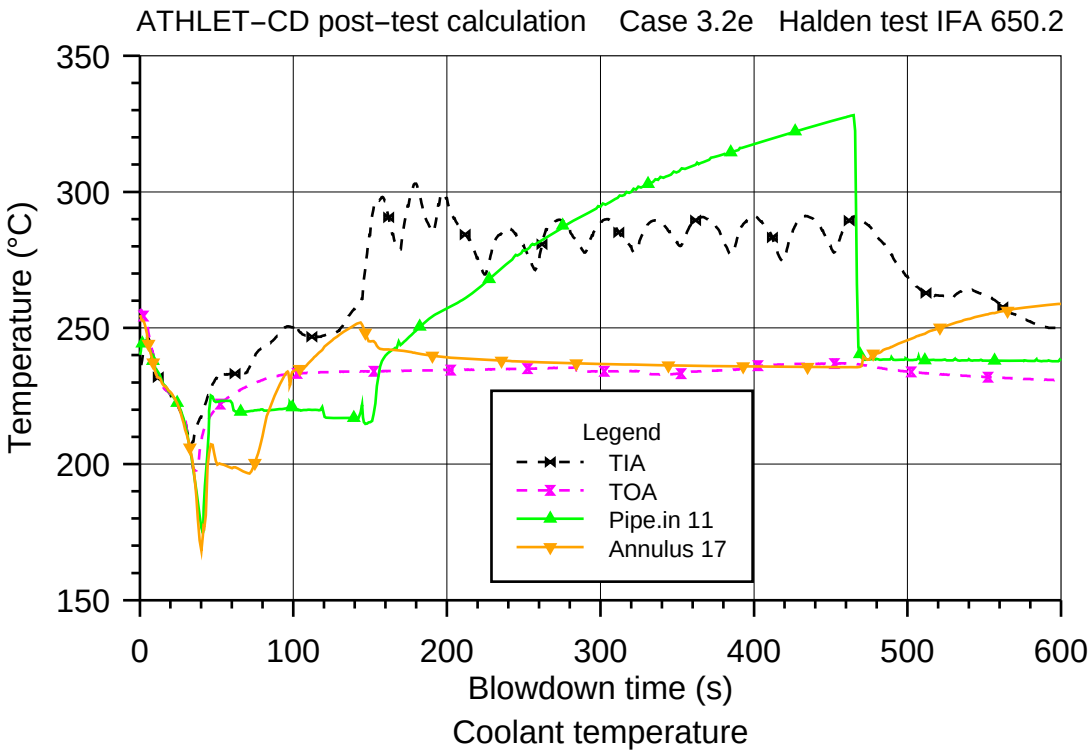


Abb. 4.11-17: Halden: Kühlmitteltemperaturen während Test IFA-650.2

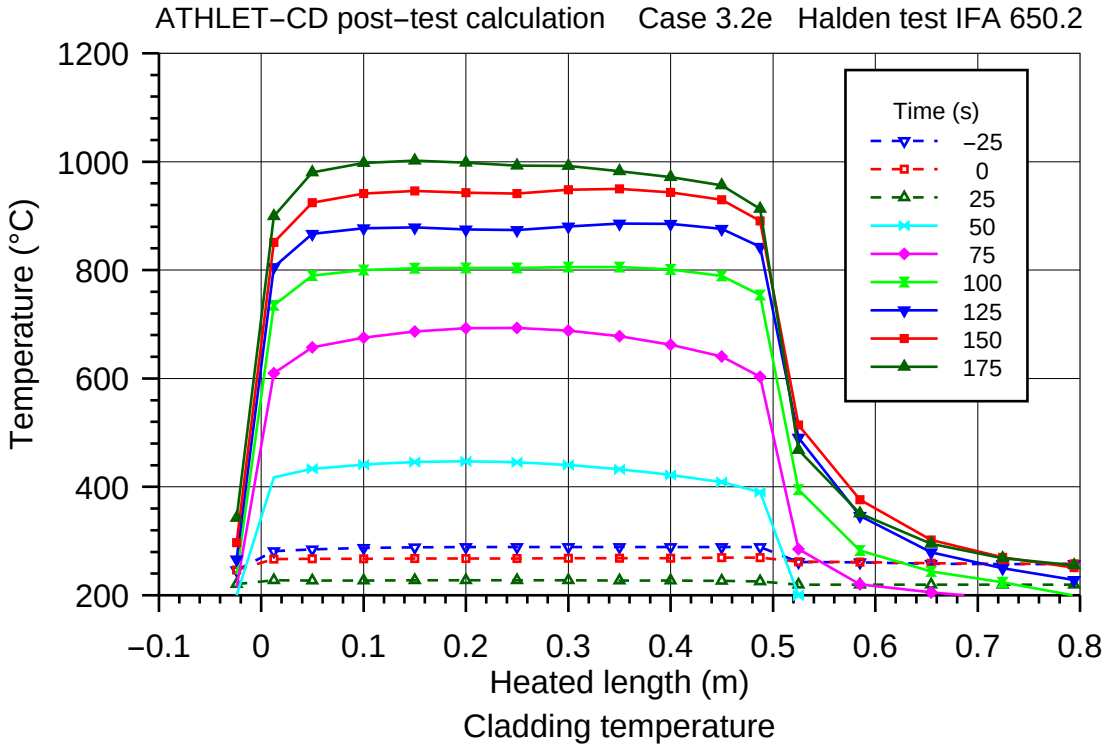


Abb. 4.11-18: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.2

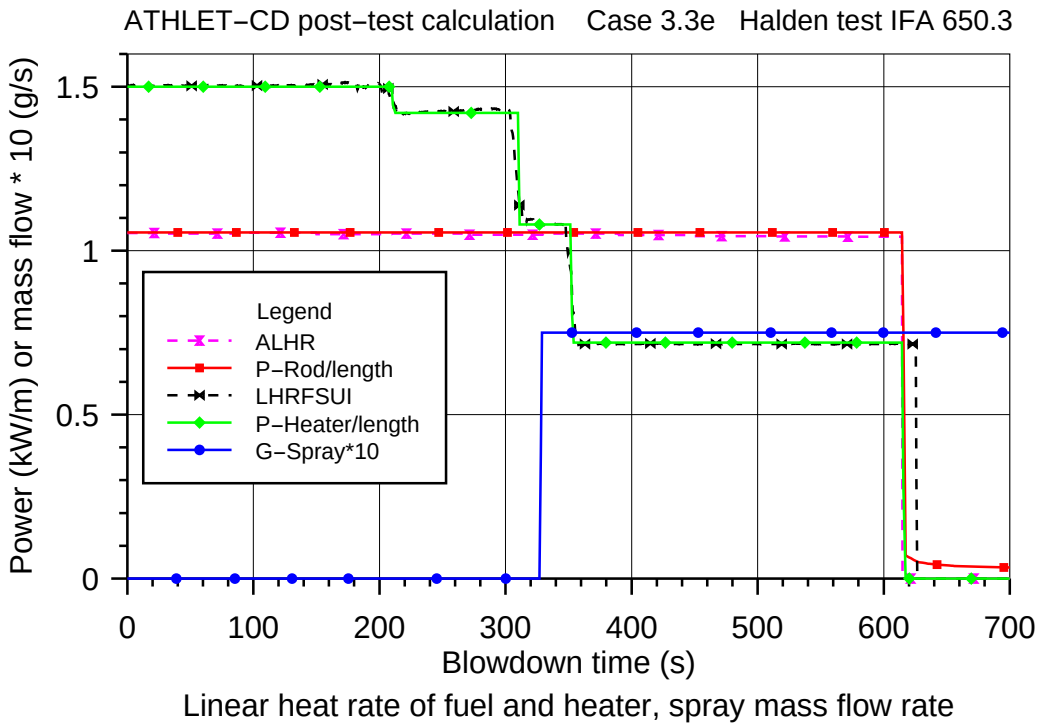


Abb. 4.11-19: Halden: Randbedingungen für Test IFA-650.3

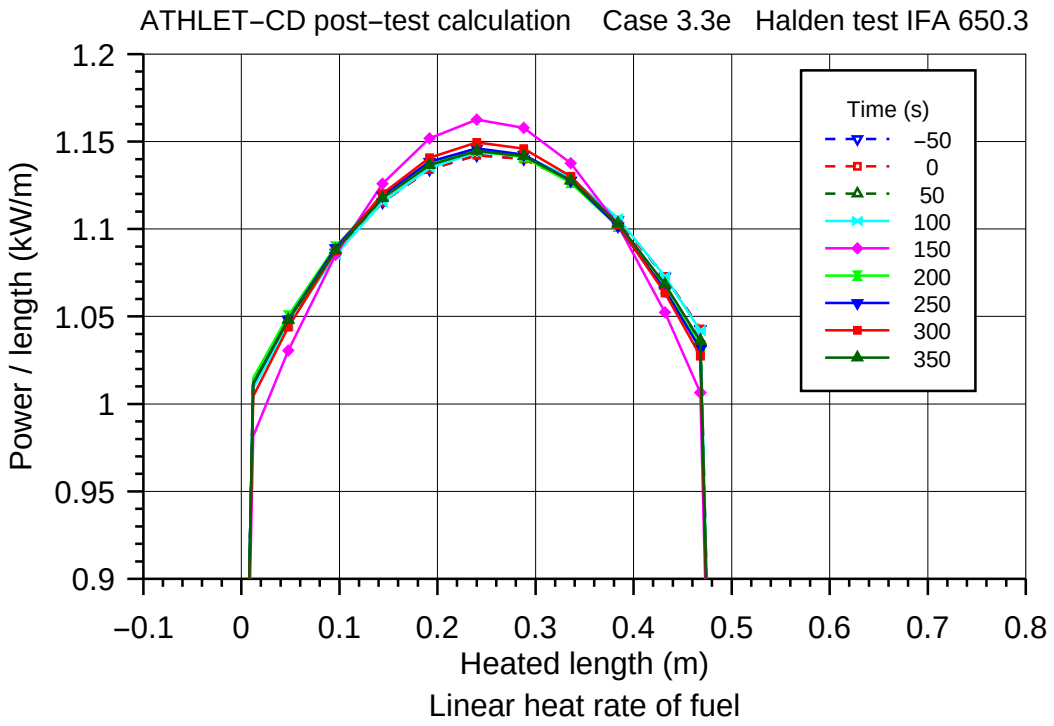


Abb. 4.11-20: Halden: Axiale Verteilung der Brennstableistung, Test IFA-650.3

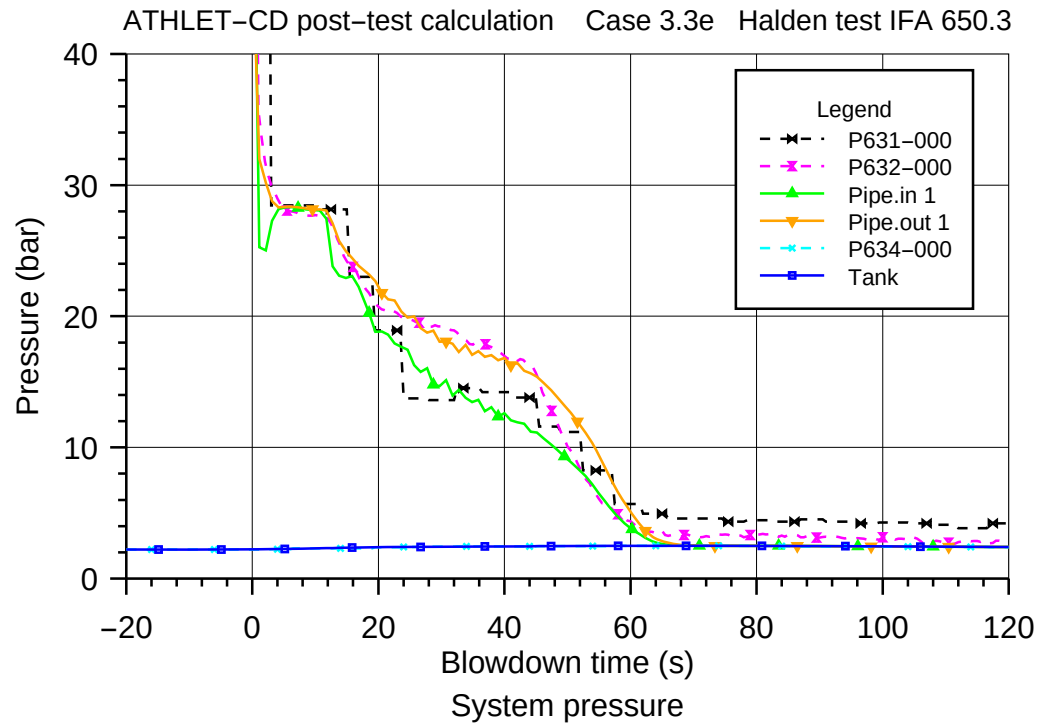


Abb. 4.11-21: Halden: Druckverlauf während Blowdown, Test IFA-650.3

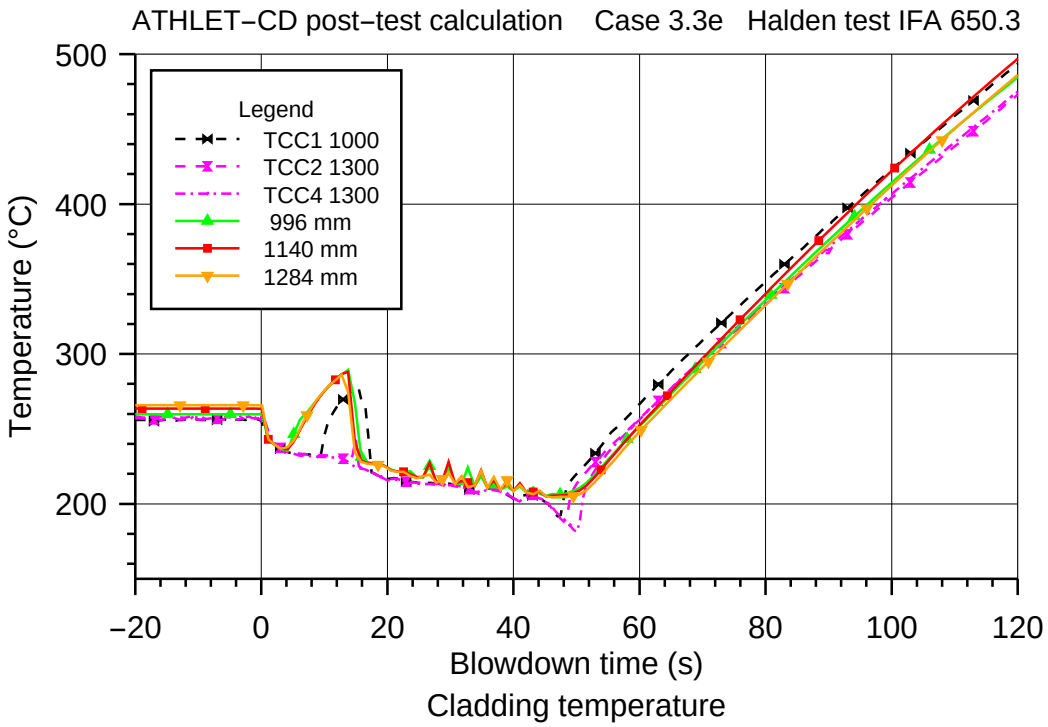


Abb. 4.11-22: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.3

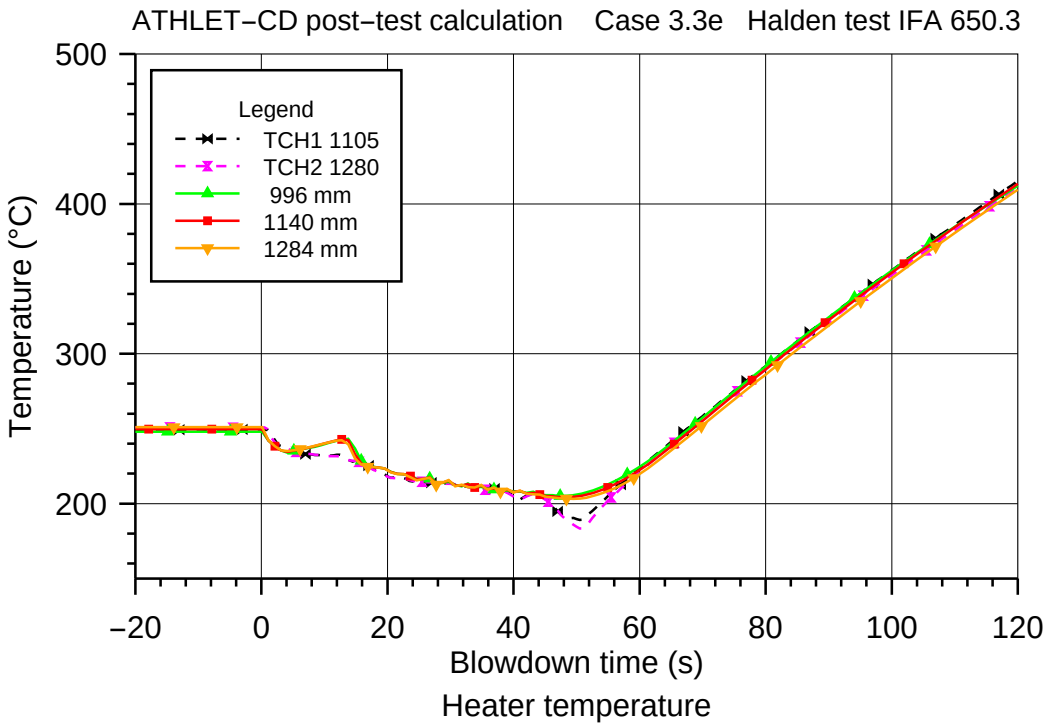


Abb. 4.11-23: Halden: Heizertemperaturen während Blowdown, Test IFA-650.3

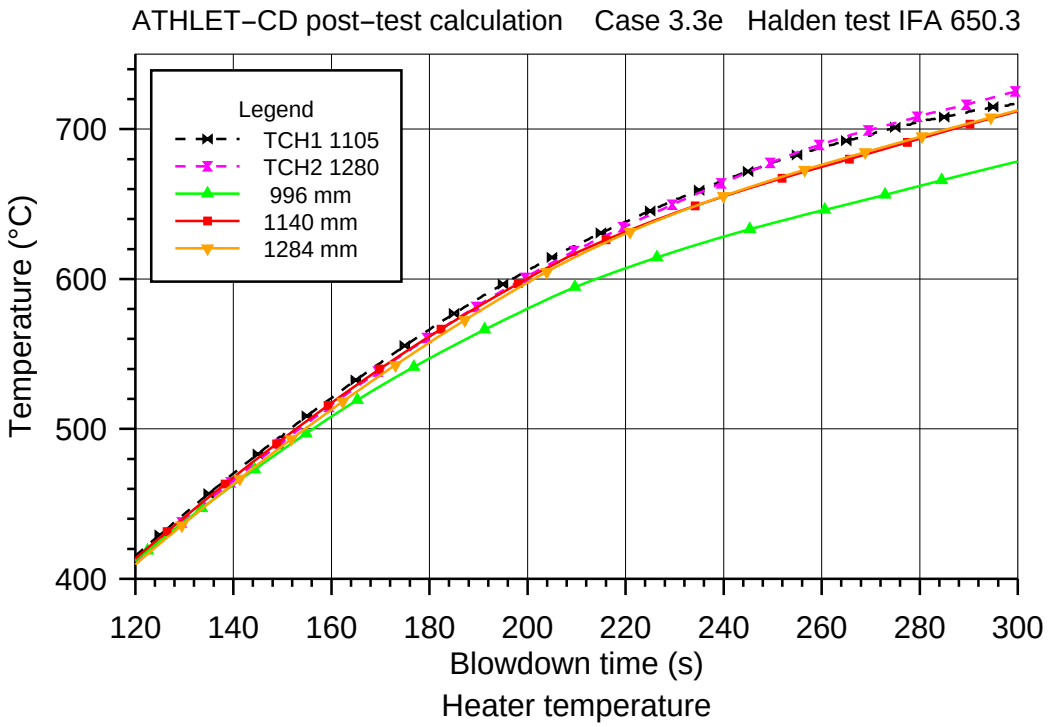


Abb. 4.11-24: Halden: Heizertemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.3

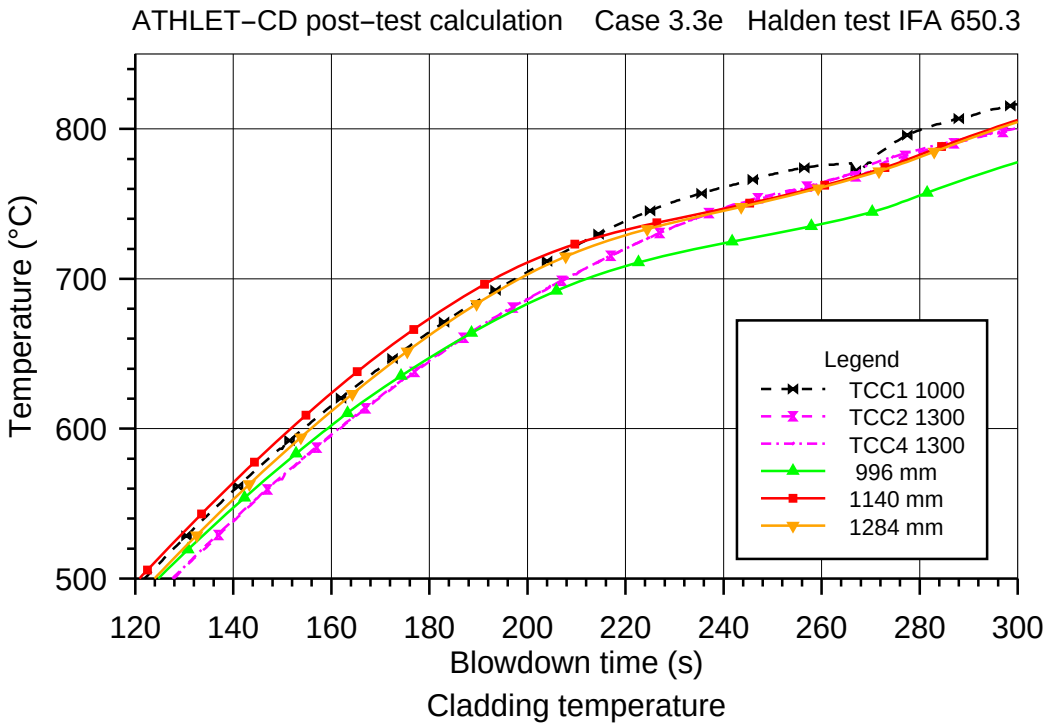


Abb. 4.11-25: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Aufheizphase, Test IFA-650.3

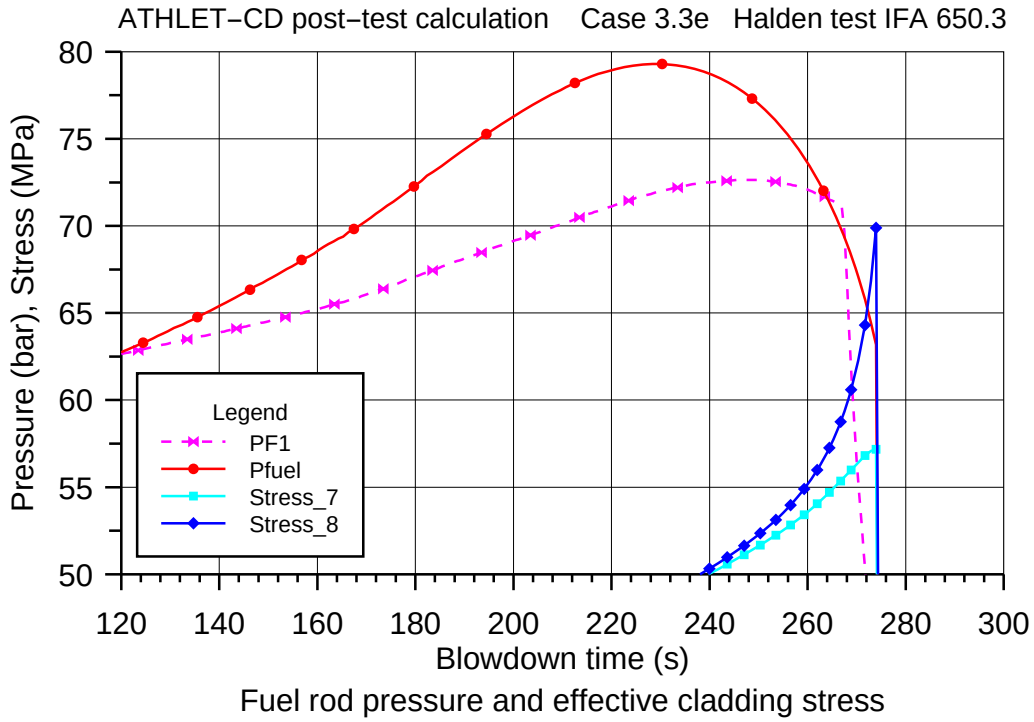


Abb. 4.11-26: Halden: Brennstabinnendruck und Hüllrohrspannung, Test IFA-650.3

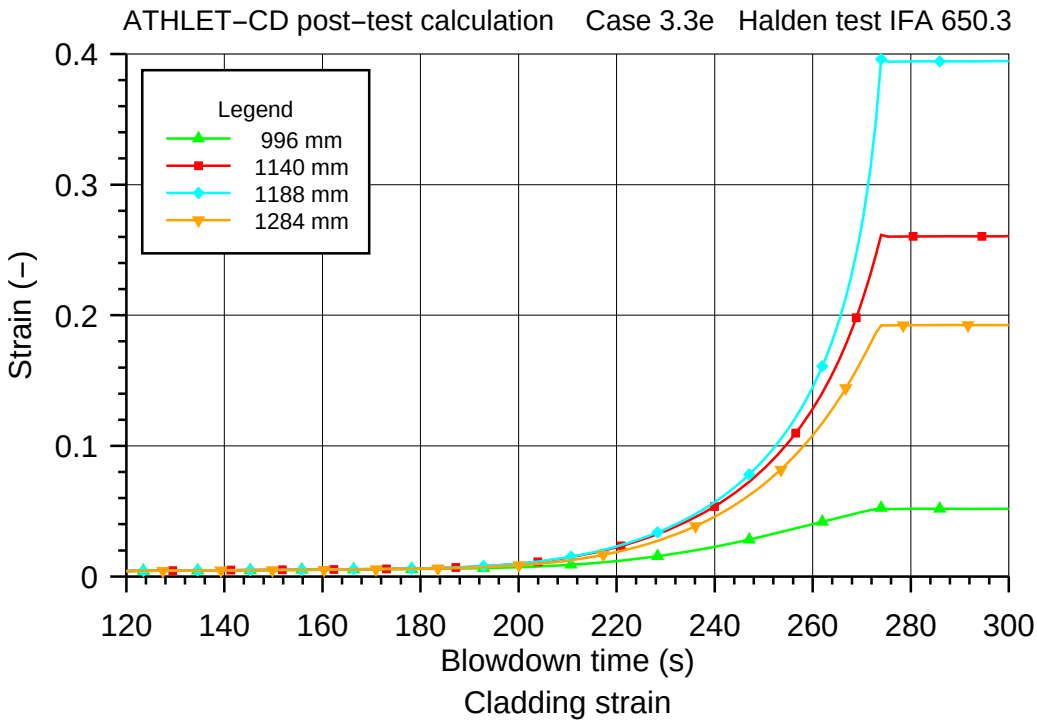


Abb. 4.11-27: Halden: Relative Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.3

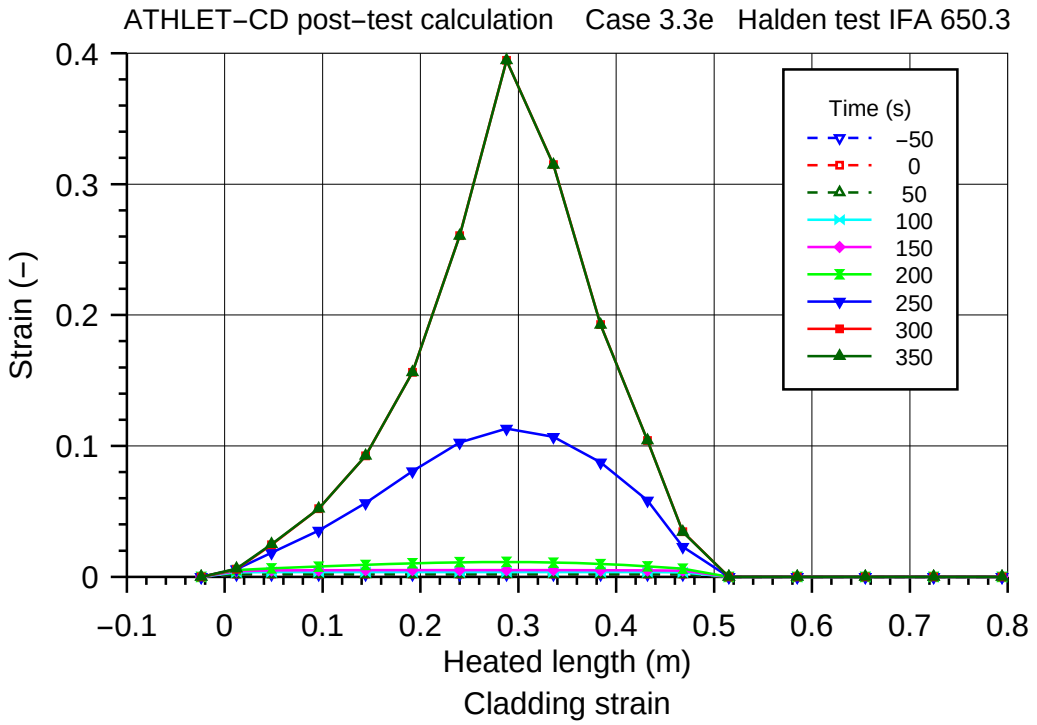


Abb. 4.11-28: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, Test IFA-650.3

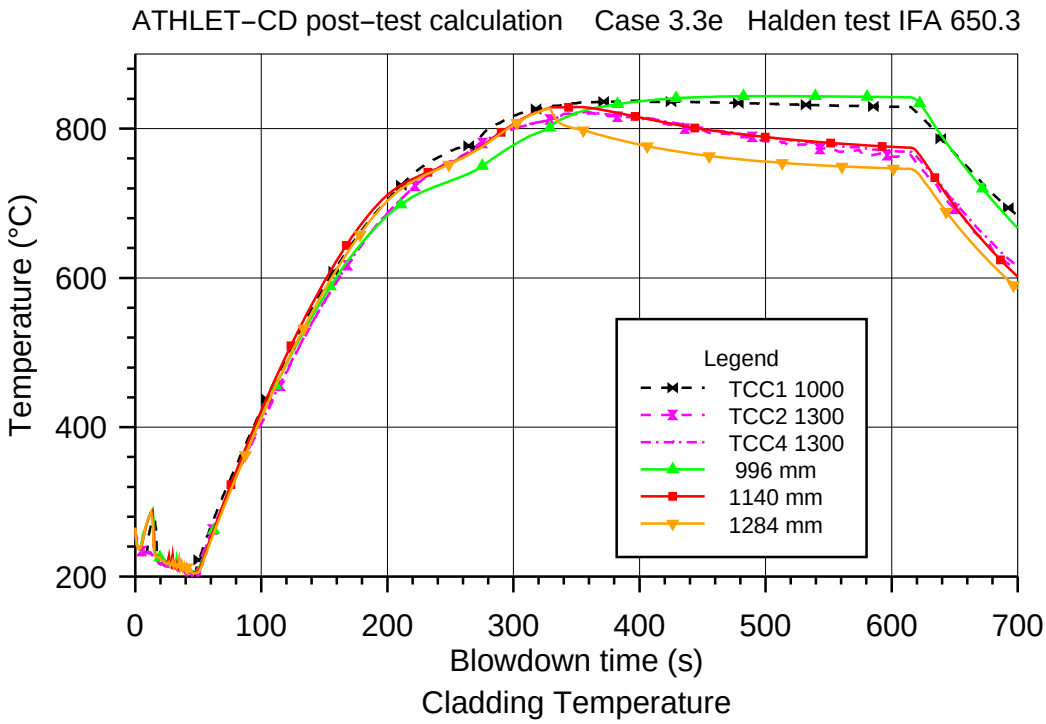


Abb. 4.11-29: Halden: Hüllrohrtemperaturen während Test IFA-650.3

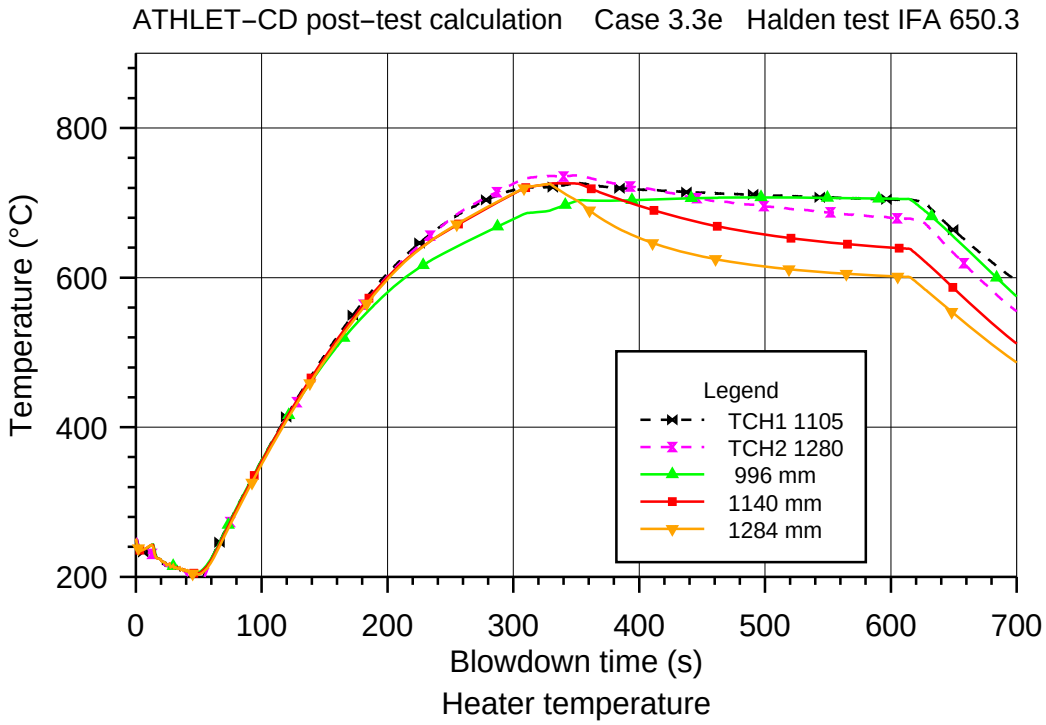


Abb. 4.11-30: Halden: Heizertemperaturen während Test IFA-650.3

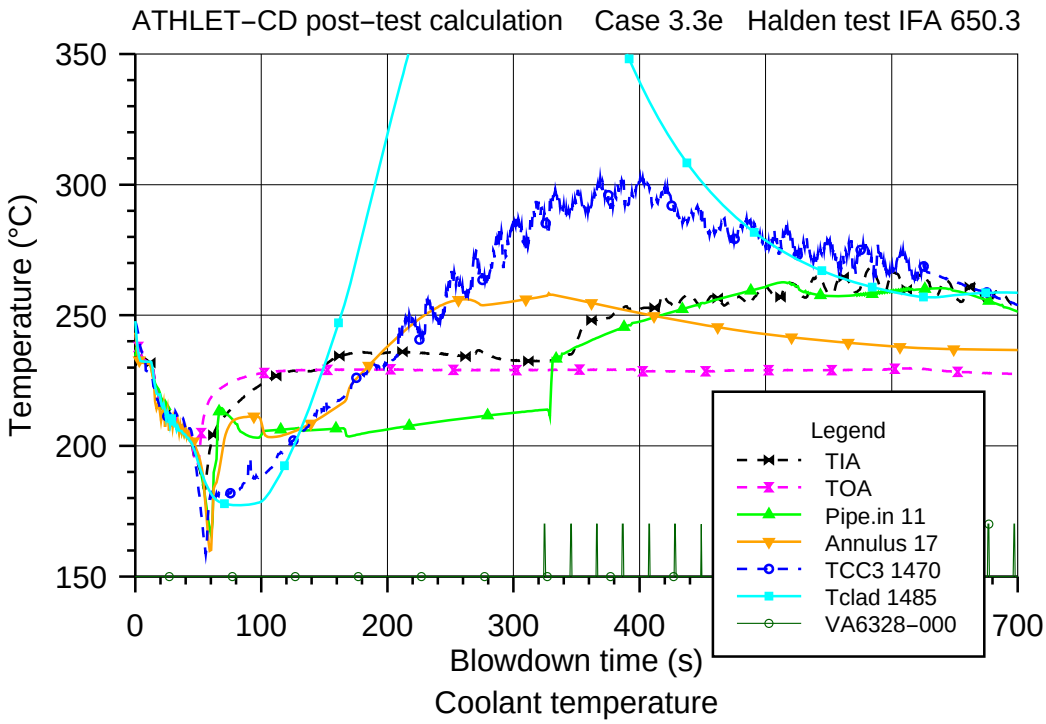


Abb. 4.11-31: Halden: Kühlmitteltemperaturen während Test IFA-650.3

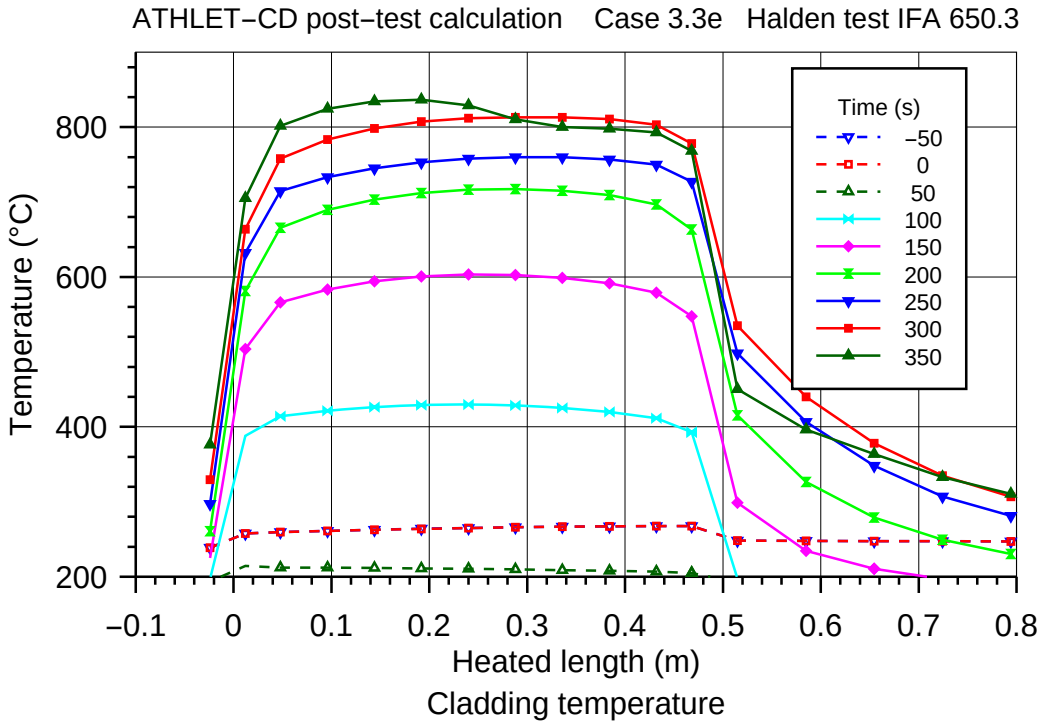


Abb. 4.11-32: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.3

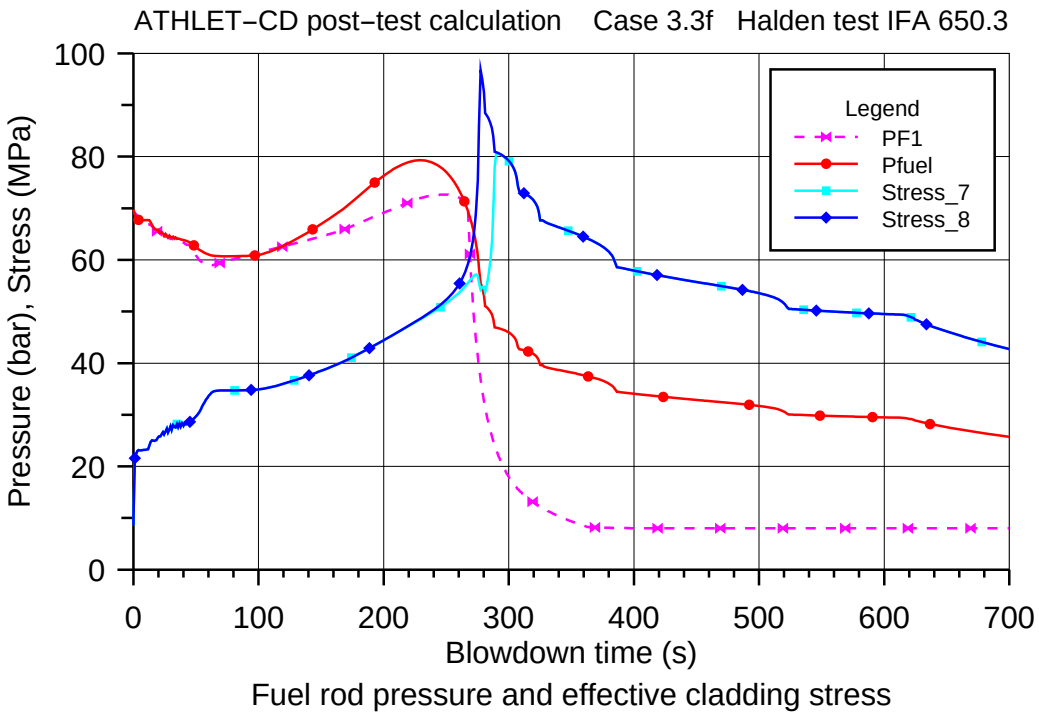


Abb. 4.11-33: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur, Test IFA-650.3

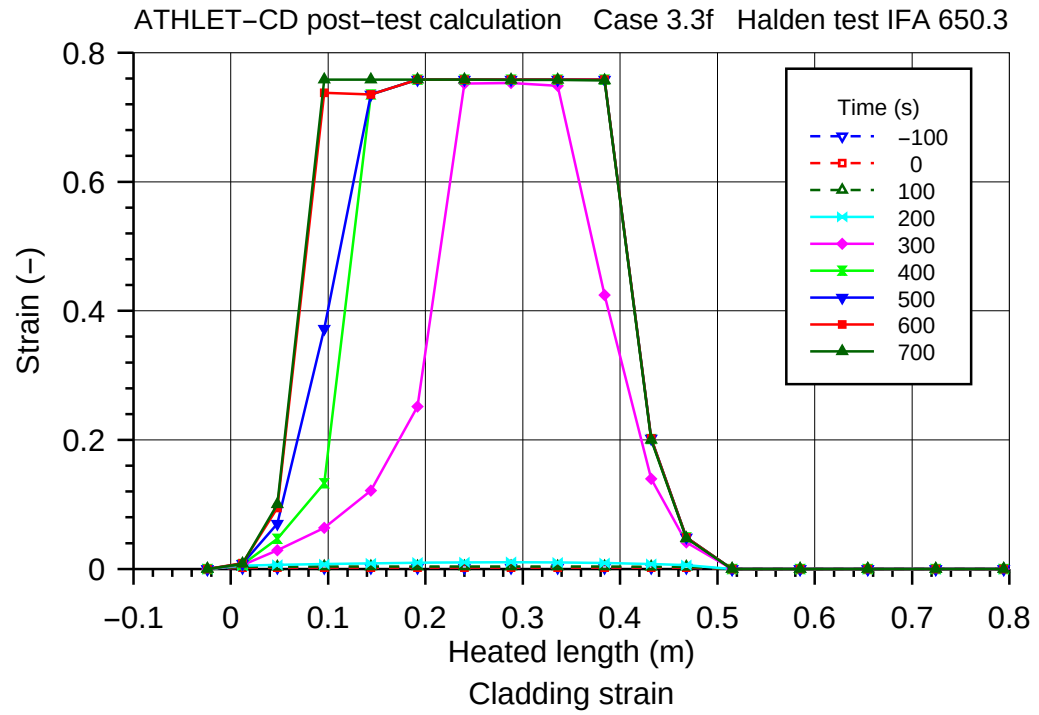


Abb. 4.11-34: Halden: Axiale Verteilung der Hüllrohrdehnung, EBUNP = 100 %

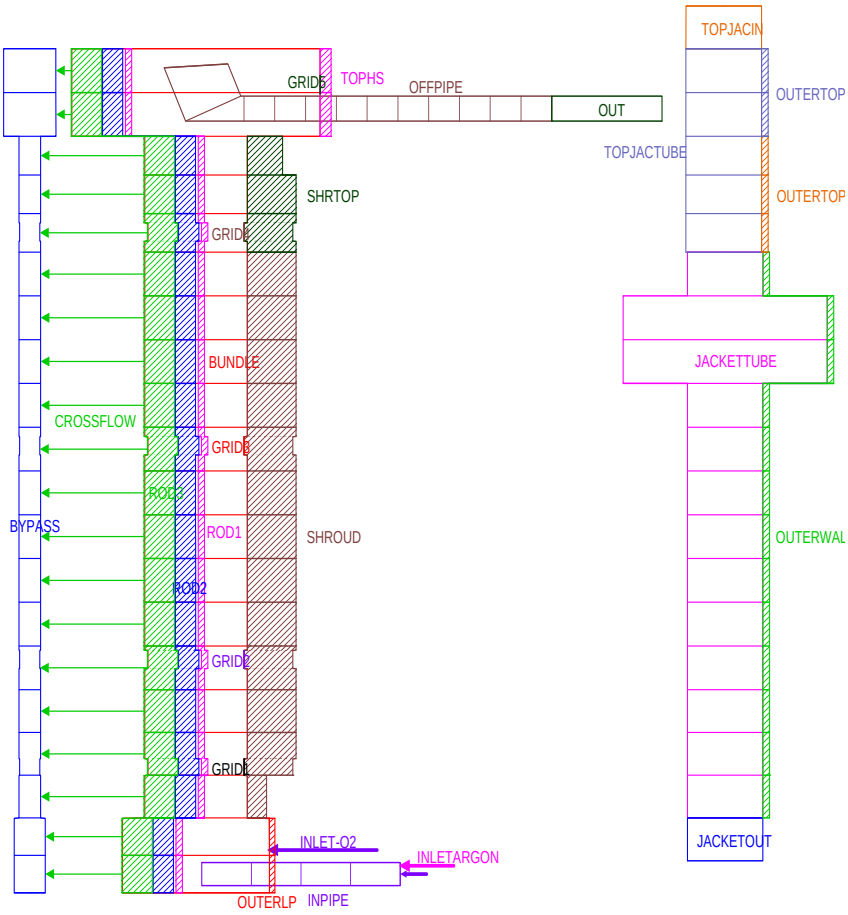
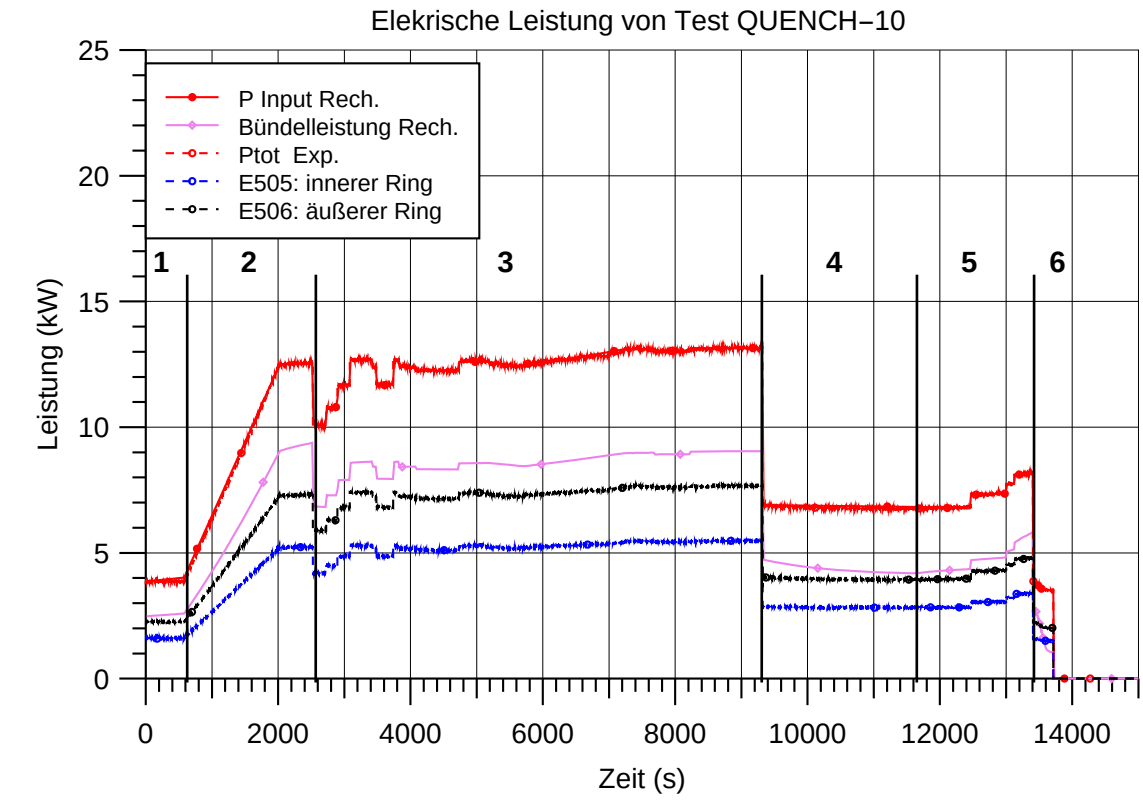
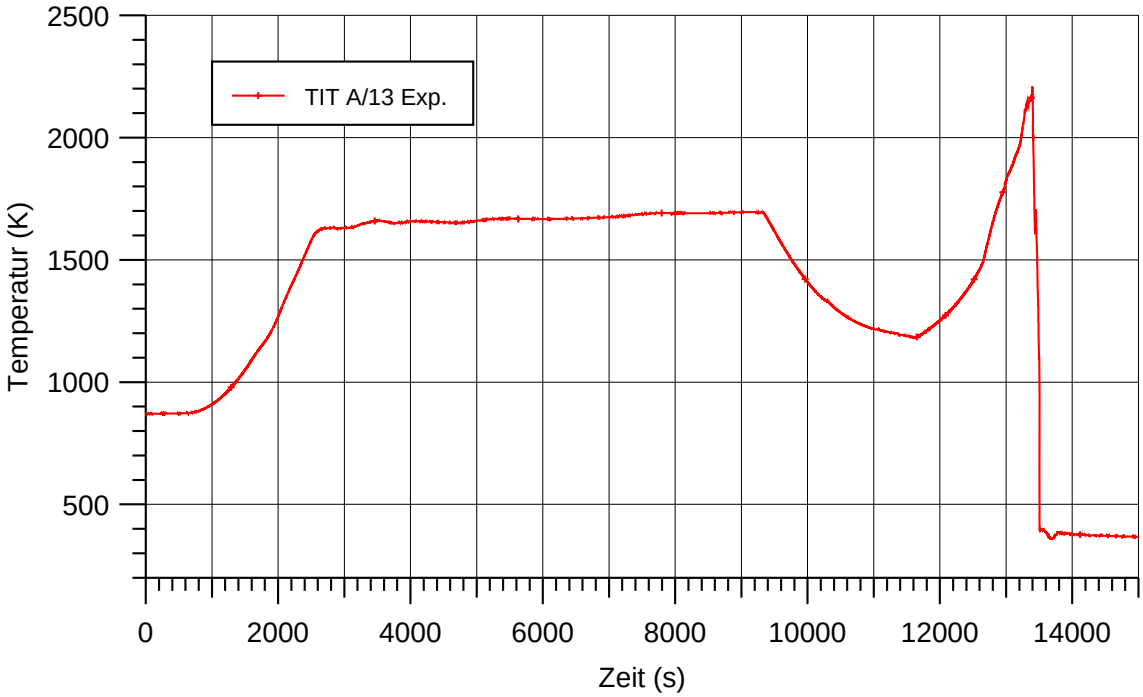


Abb. 4.12-1: QUENCH-10: Nodalisierung für ATHLET-CD



Bündelleistung



Eckstabtemperatur TIT A13

Abb. 4.12-2: QUENCH-10: Bündelleistung und Eckstabtemperatur

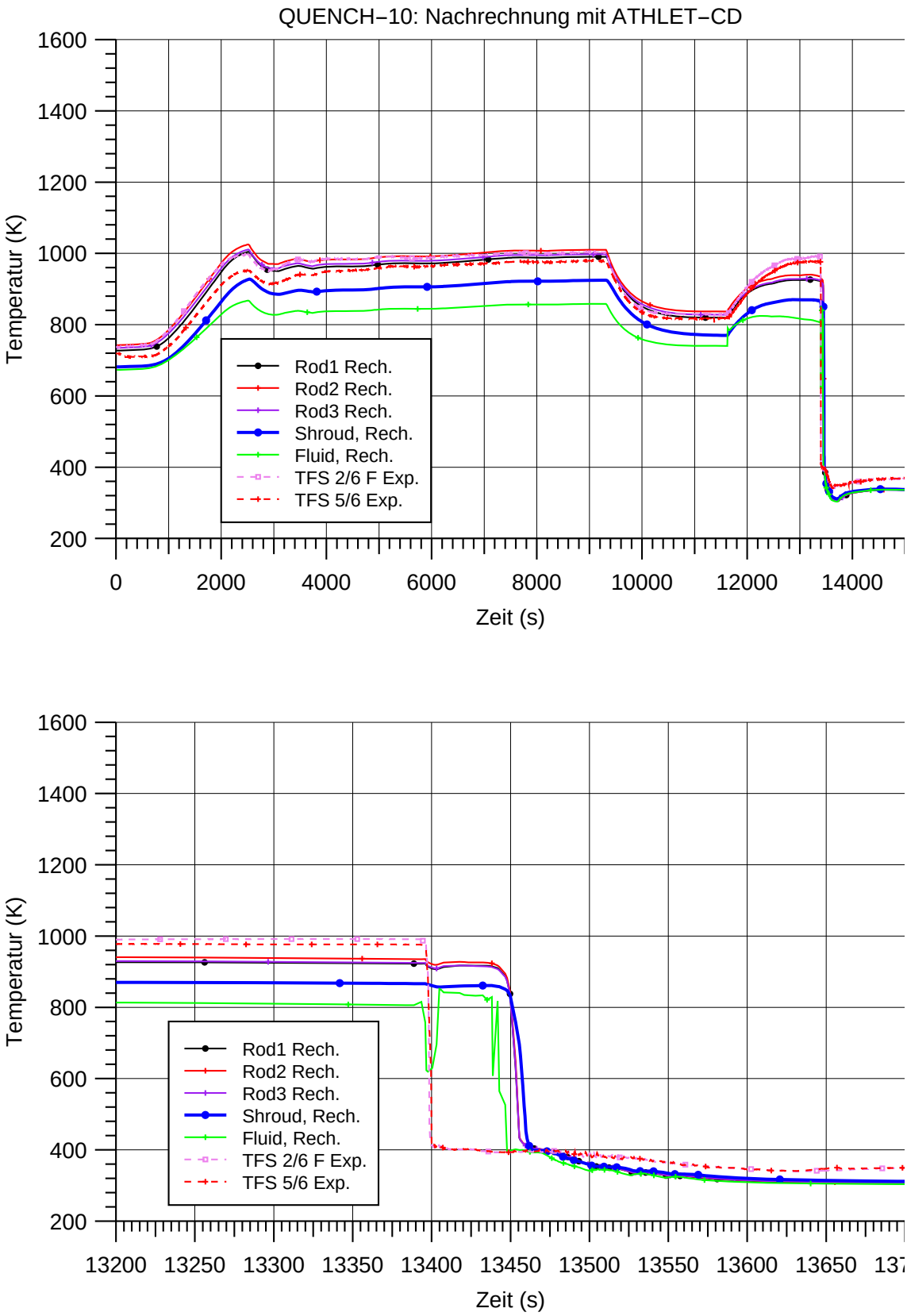


Abb. 4.12-3: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 250 mm Höhe

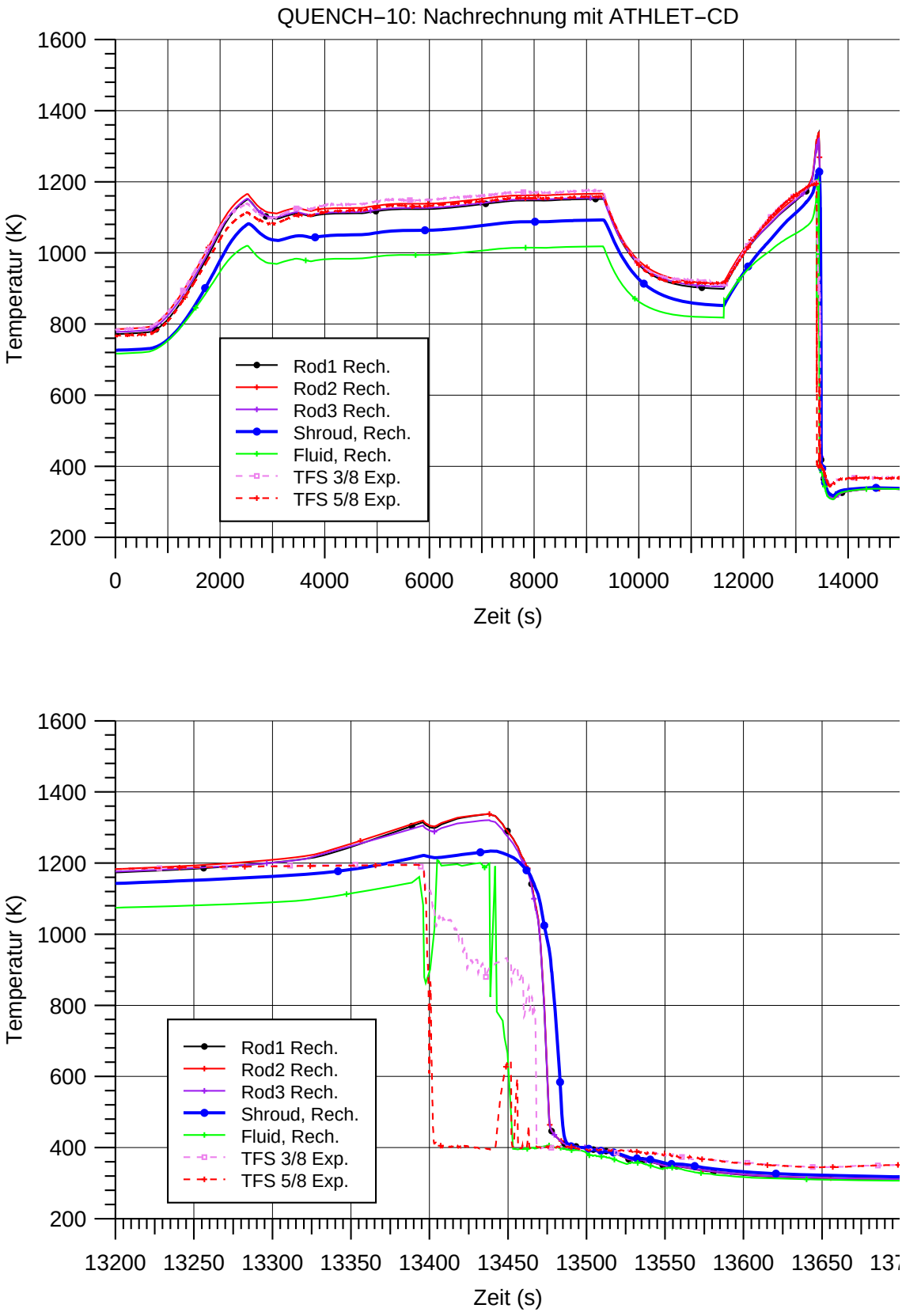


Abb. 4.12-4: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 450 mm Höhe

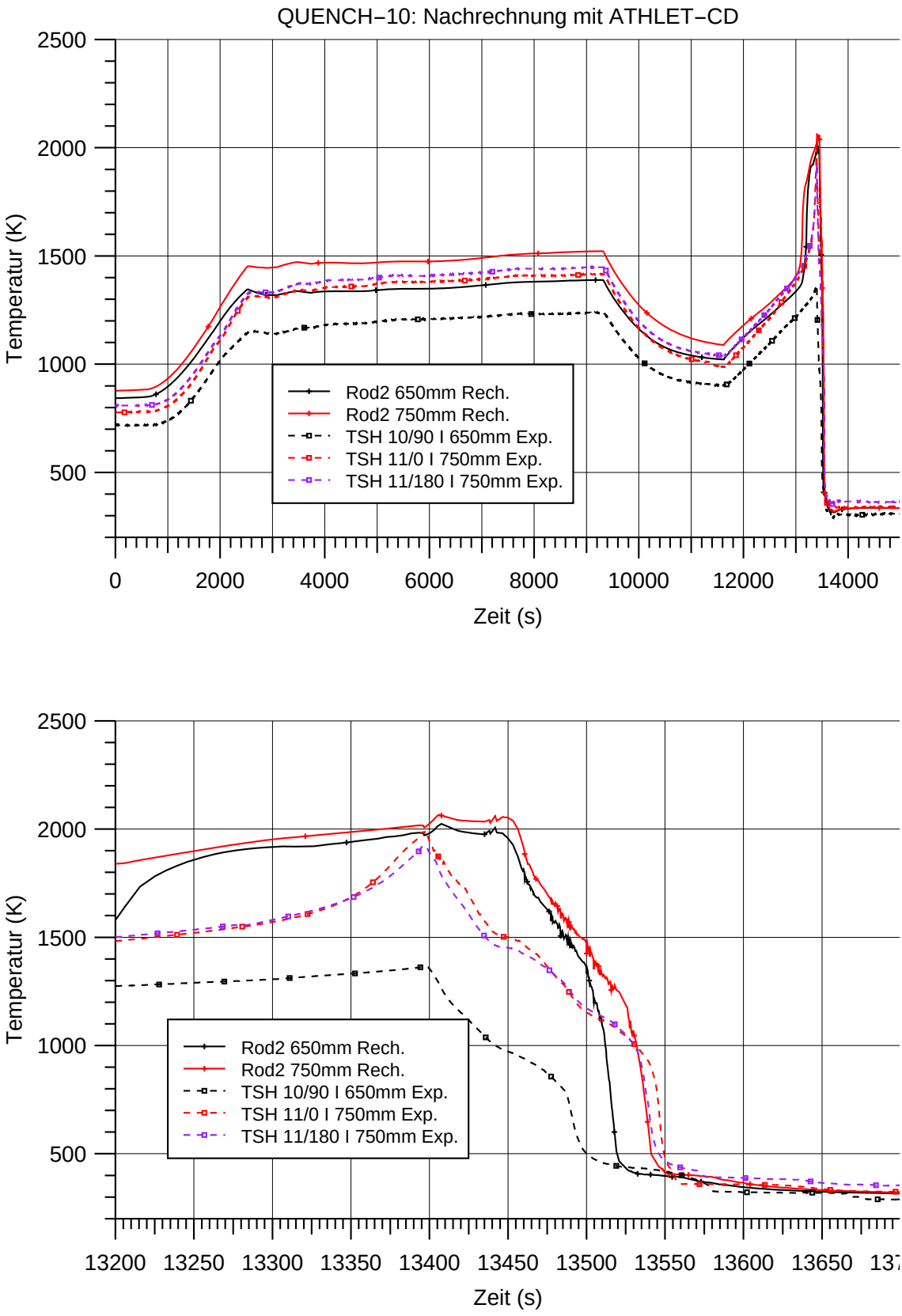


Abb. 4.12-5: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 650/750 mm Höhe

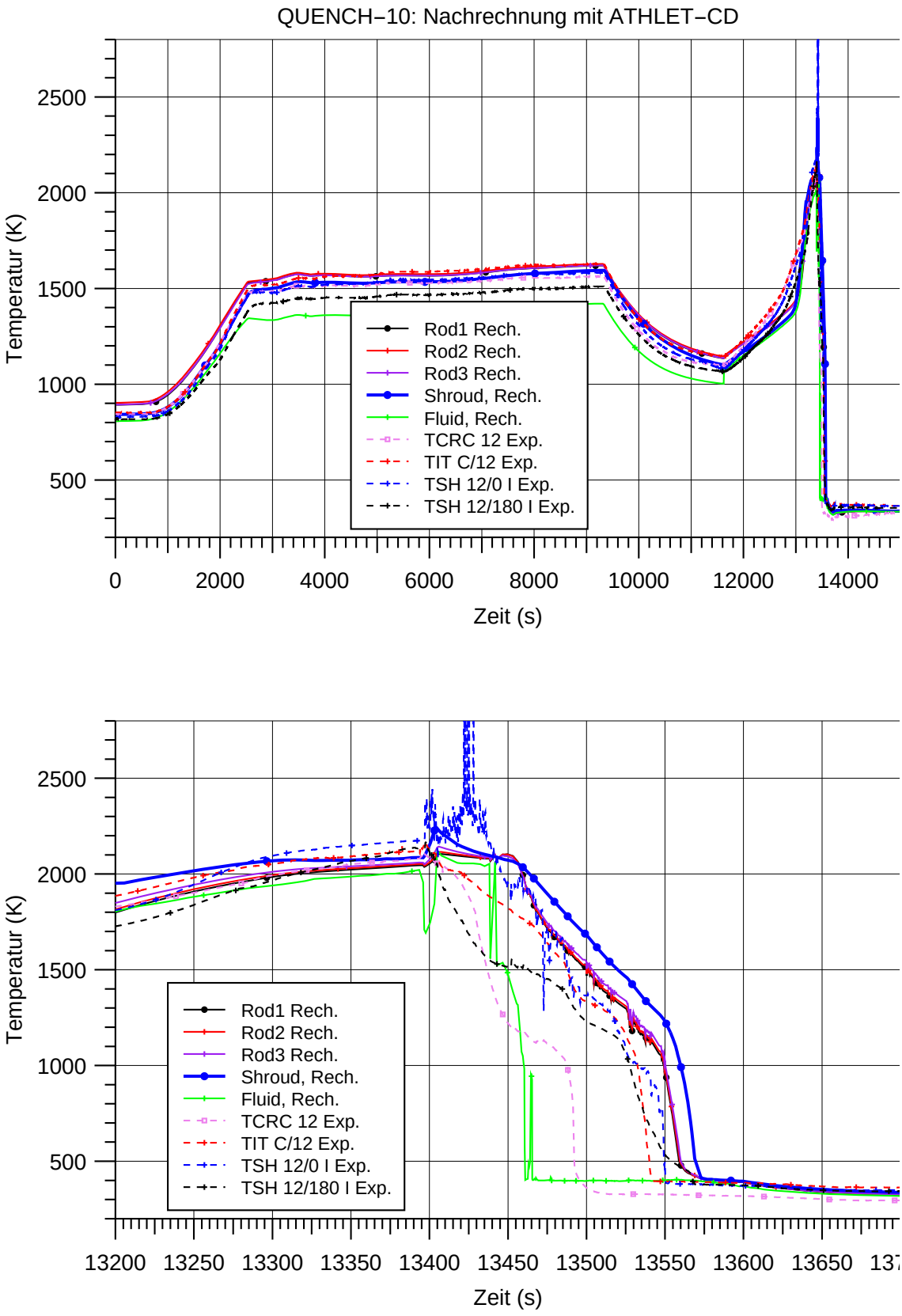


Abb. 4.12-6: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 850 mm Höhe

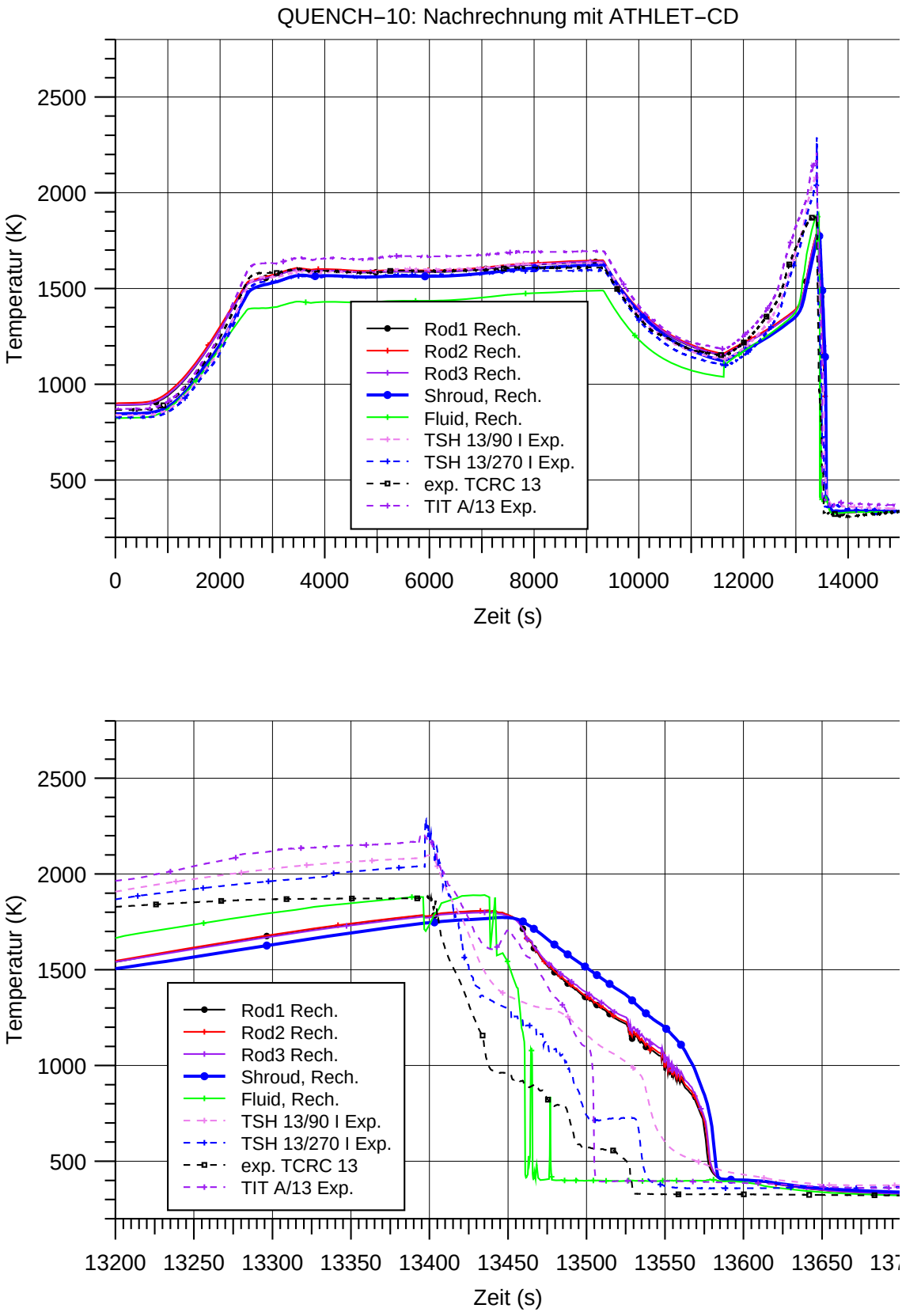


Abb. 4.12-7: QUENCH-10: Vergleich der Temperaturen in 950 mm Höhe

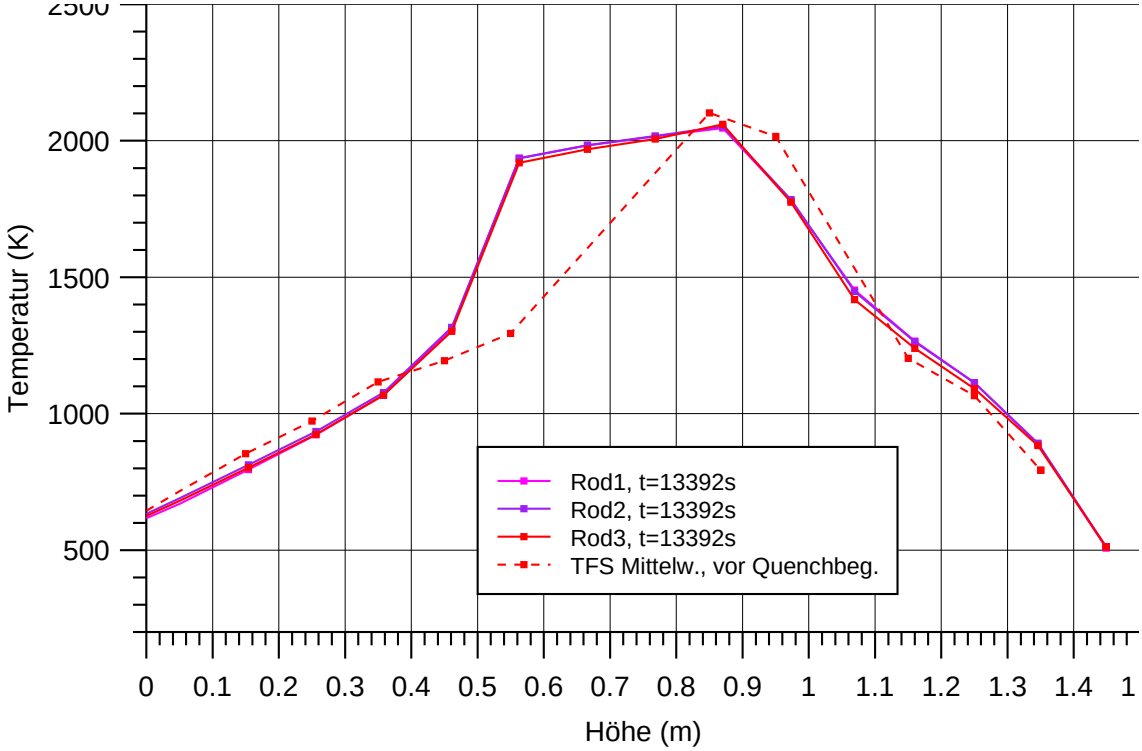
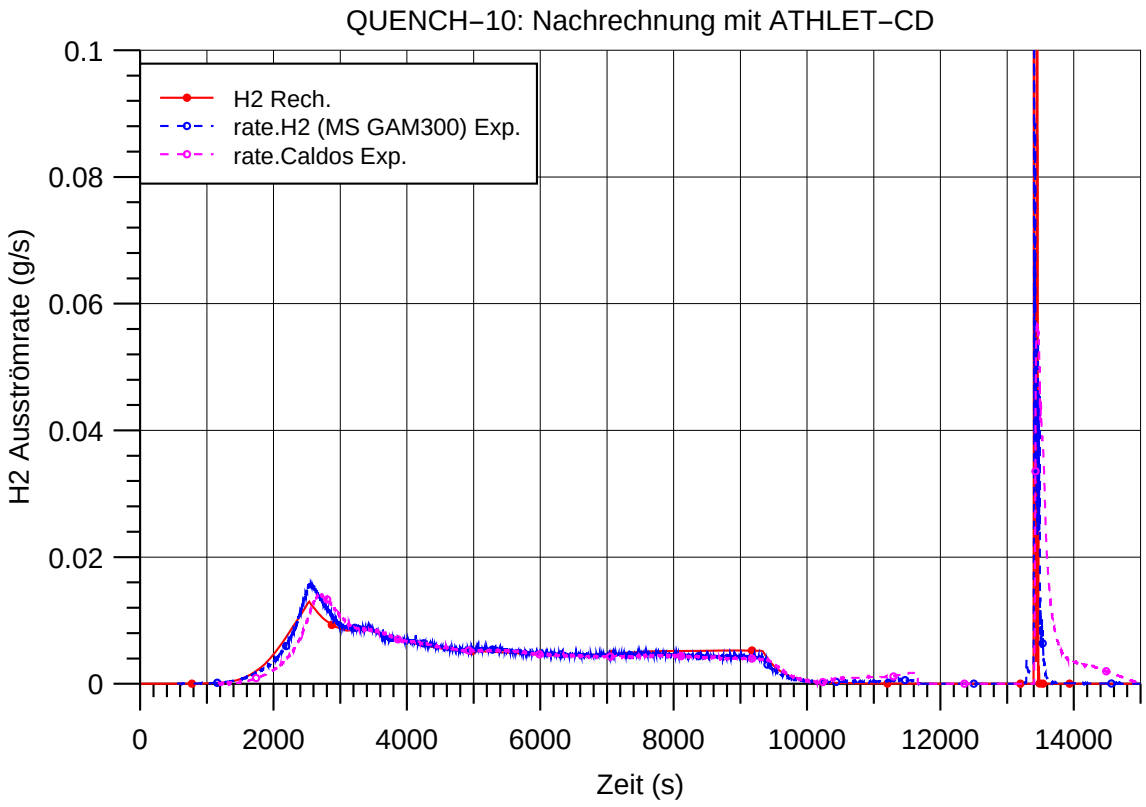
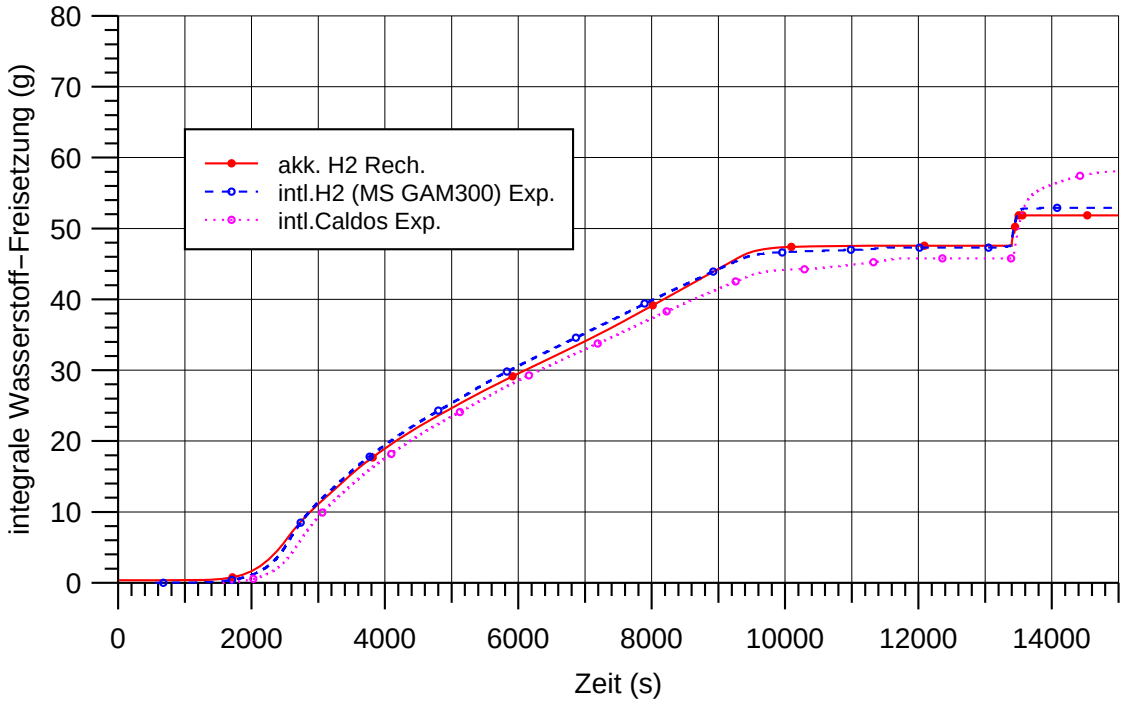


Abb. 4.12-8: QUENCH-10: Axiales Temperaturprofil vor dem Quenchen



Vergleich der Wasserstoff−Erzeugungsrate



Vergleich der integralen Wasserstoff−Erzeugung

Abb. 4.12-9: QUENCH-10: H_2-Erzeugungsrate und integrale H_2-Erzeugung

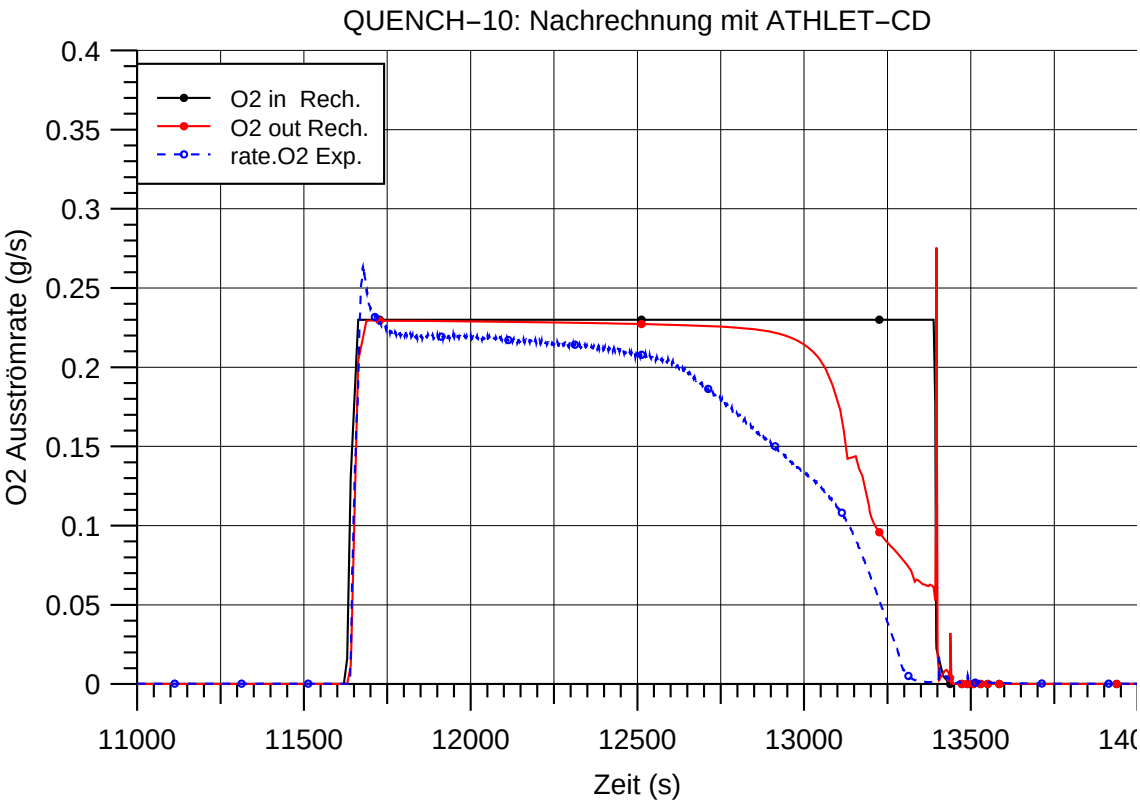


Abb. 4.12-10: QUENCH-10: Vergleich der Sauerstoffrate am Bündelausgang

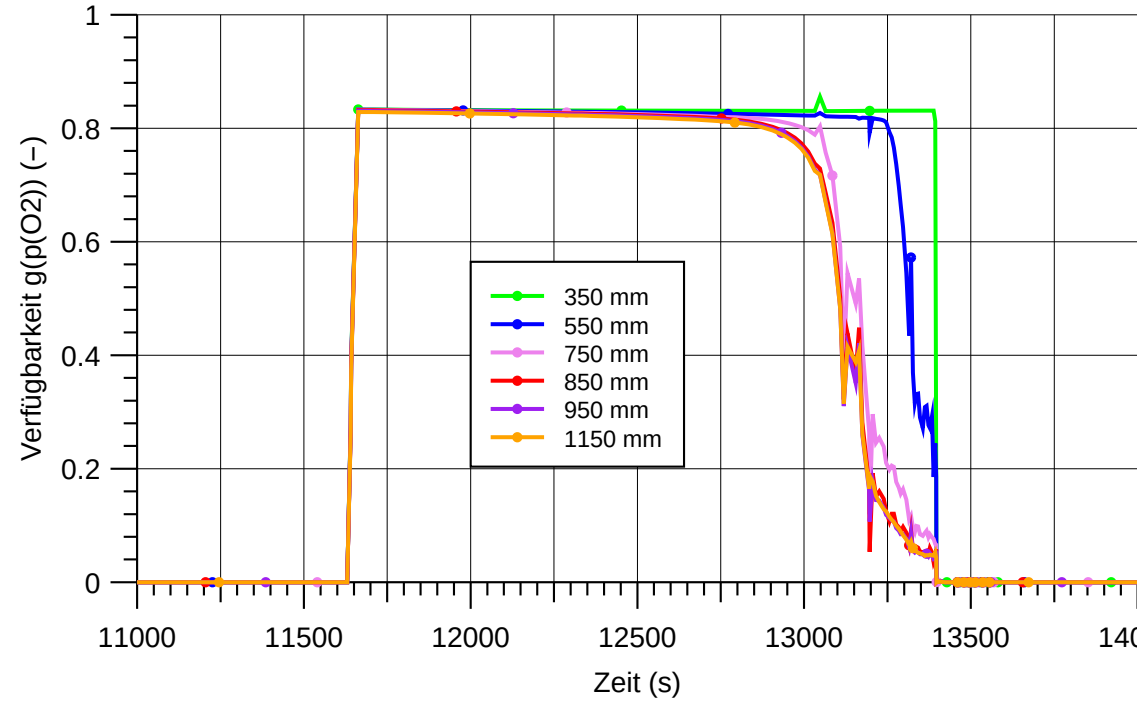


Abb. 4.12-11: QUENCH-10: Verfügbarkeit von O_2: Reduktionsfaktor g(pO2)

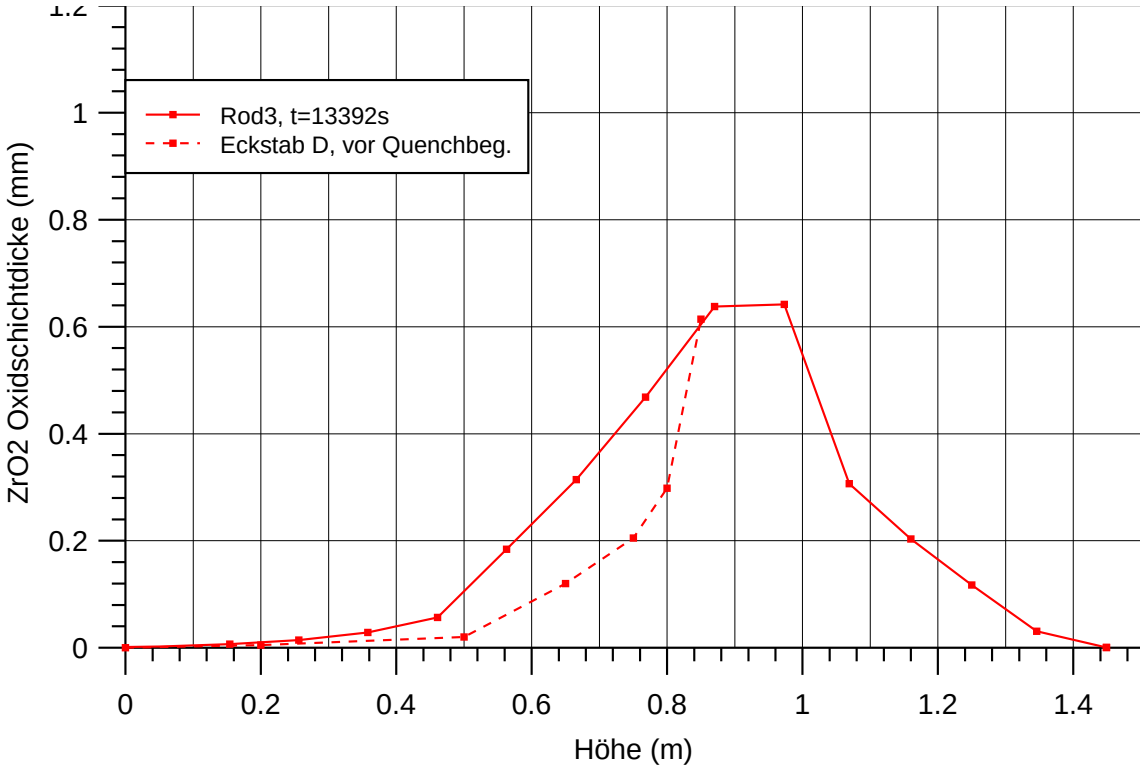


Abb. 4.12-12: QUENCH-10: Axiales Profil der Oxidschichtdicke vor dem Quenchen

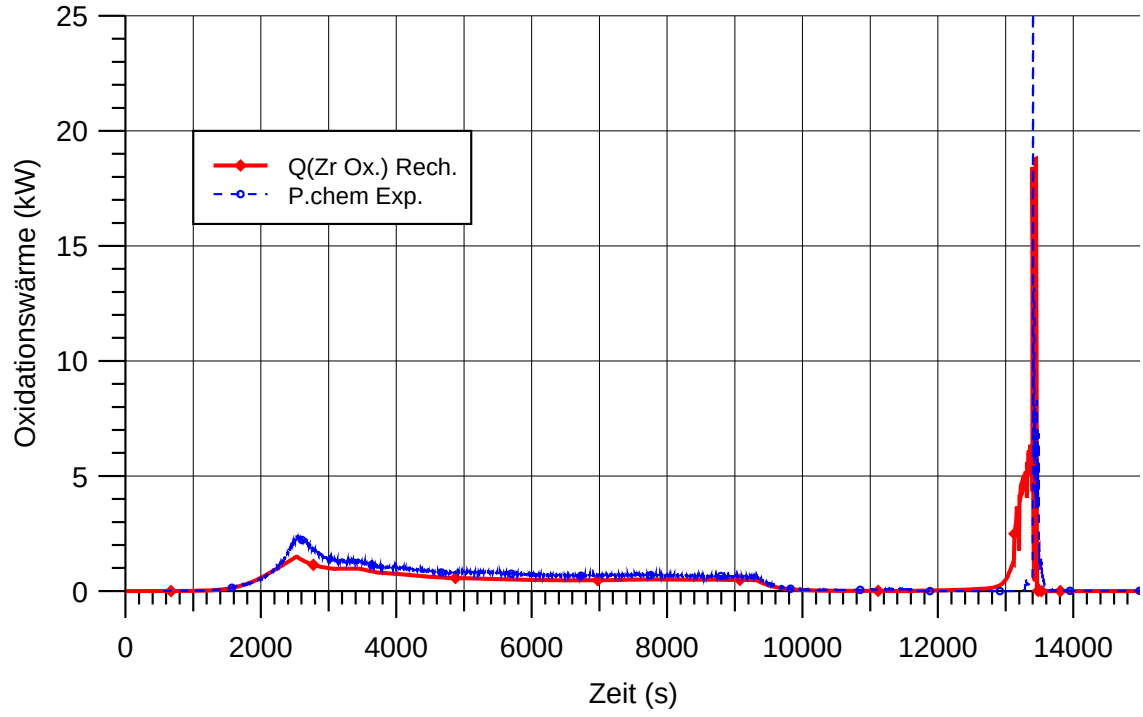


Abb. 4.12-13: QUENCH-10: durch Oxidation erzeugte chemische Leistung

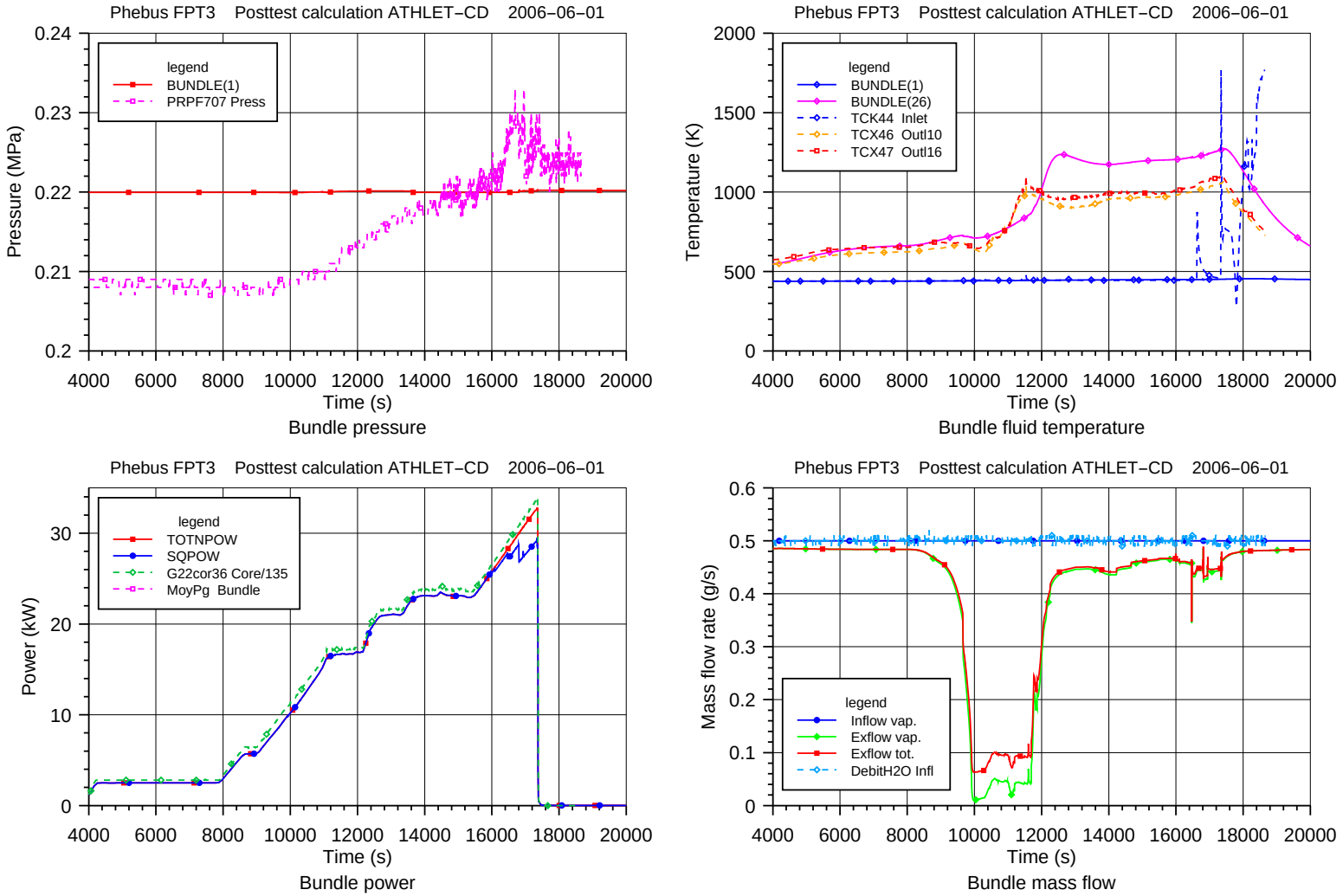


Abb. 4.13-1: FPT3: Anfangs- und Randbedingungen

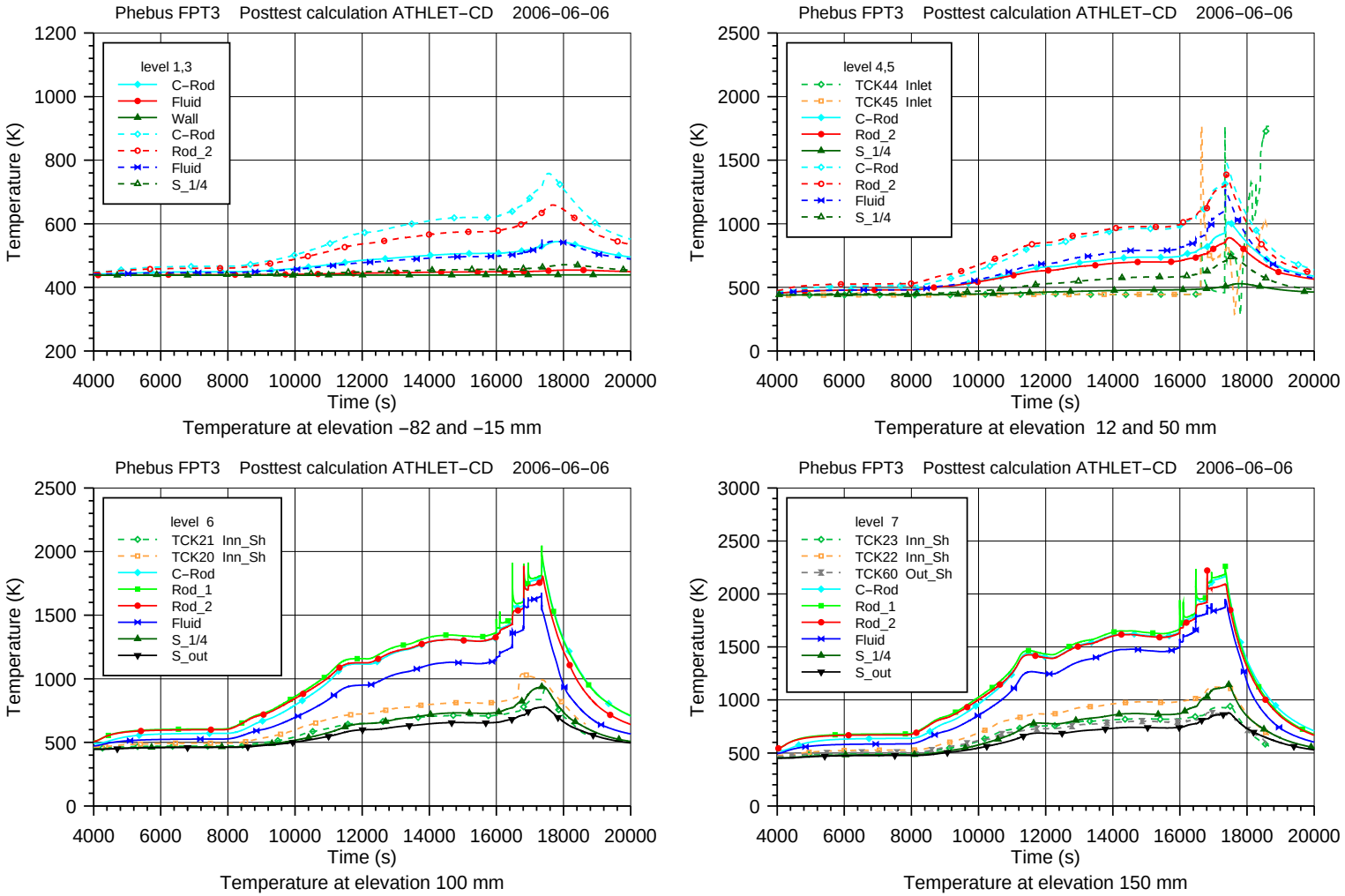


Abb. 4.13-2: FPT3: Temperaturverläufe in Testbündel (-82 – 150 mm)

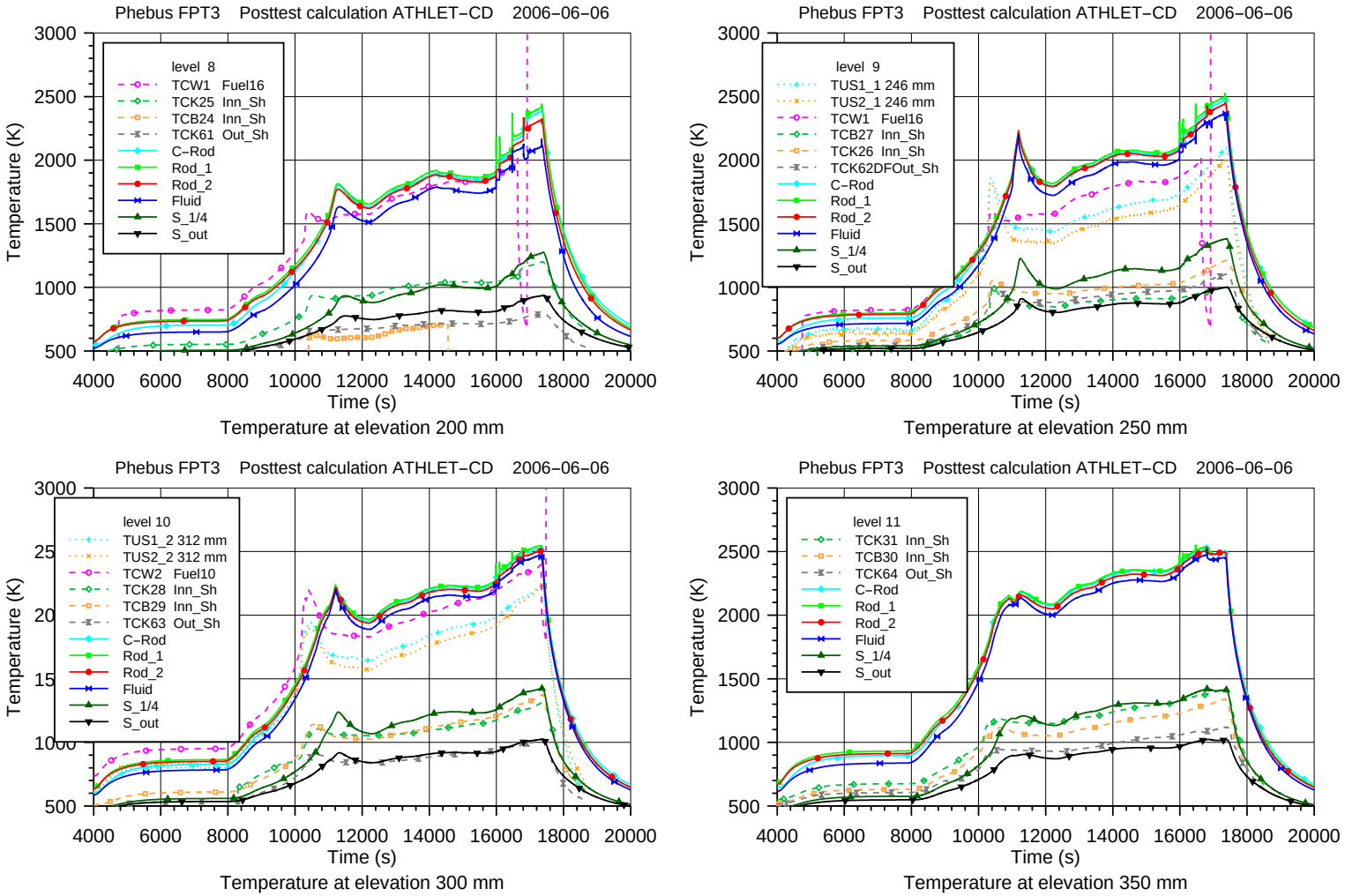


Abb. 4.13-3: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (200 – 350 mm)

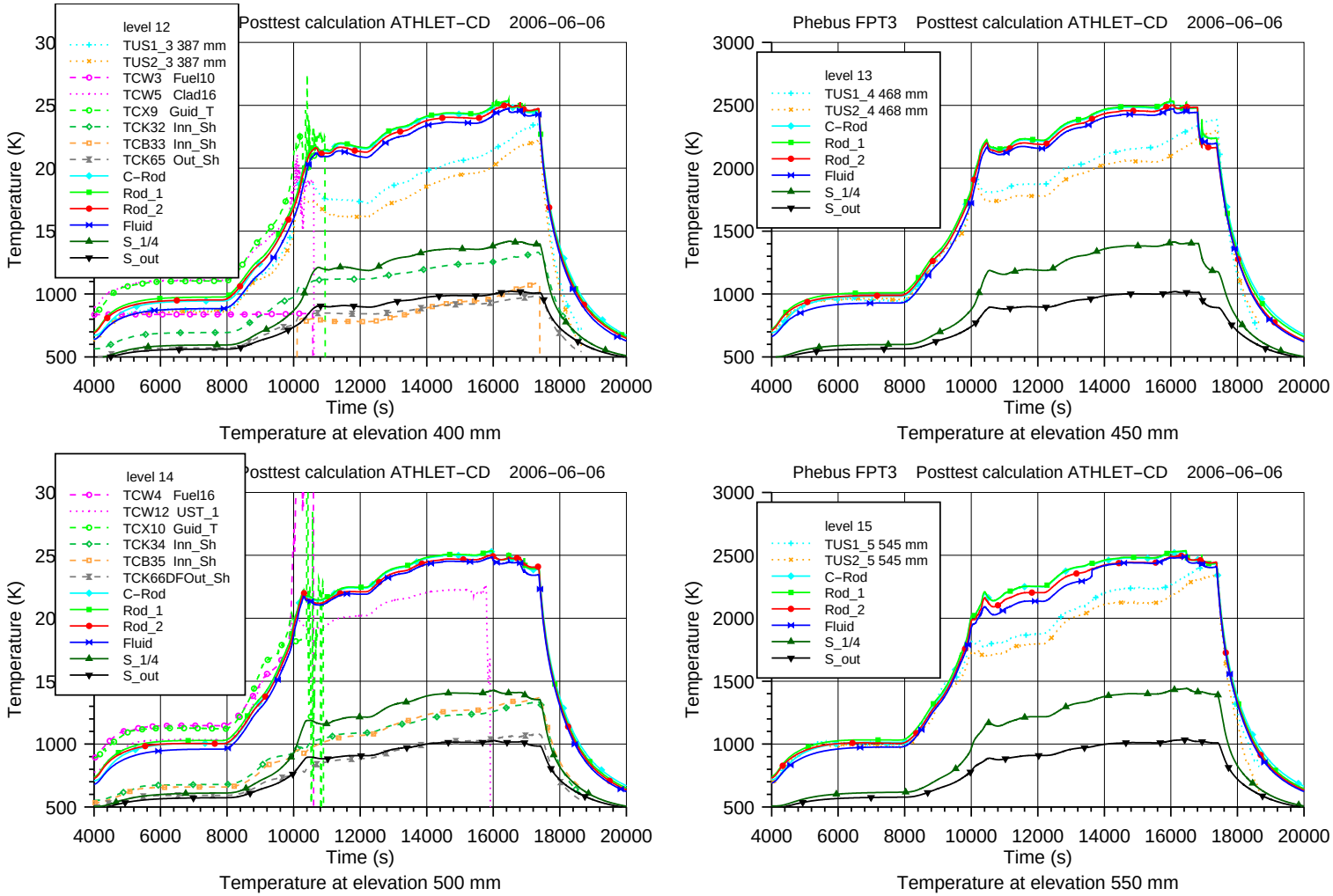


Abb. 4.13-4: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (400 -550 mm)

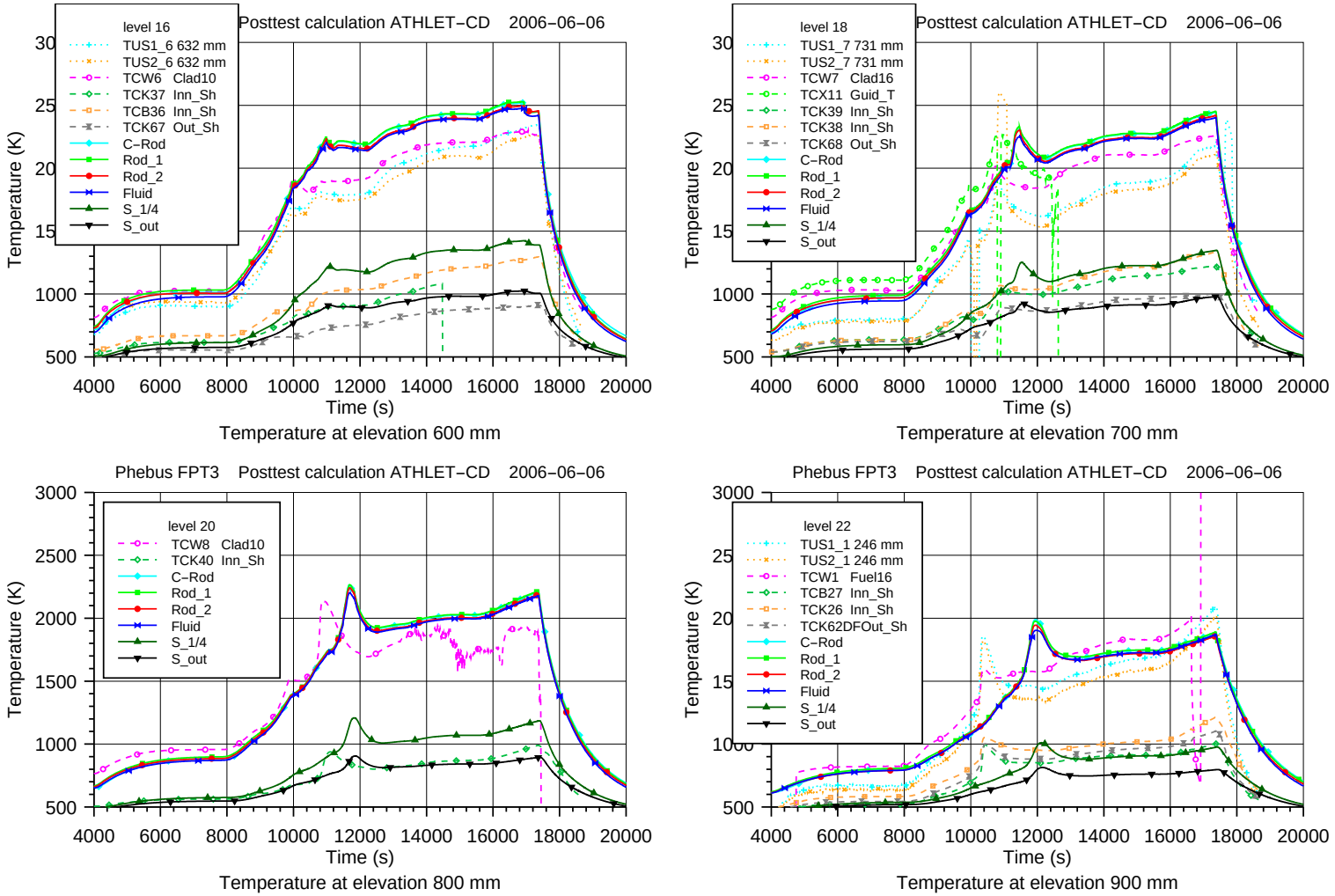


Abb. 4.13-5: FPT3: Temperaturverläufe im Testbündel (600 – 800 mm)

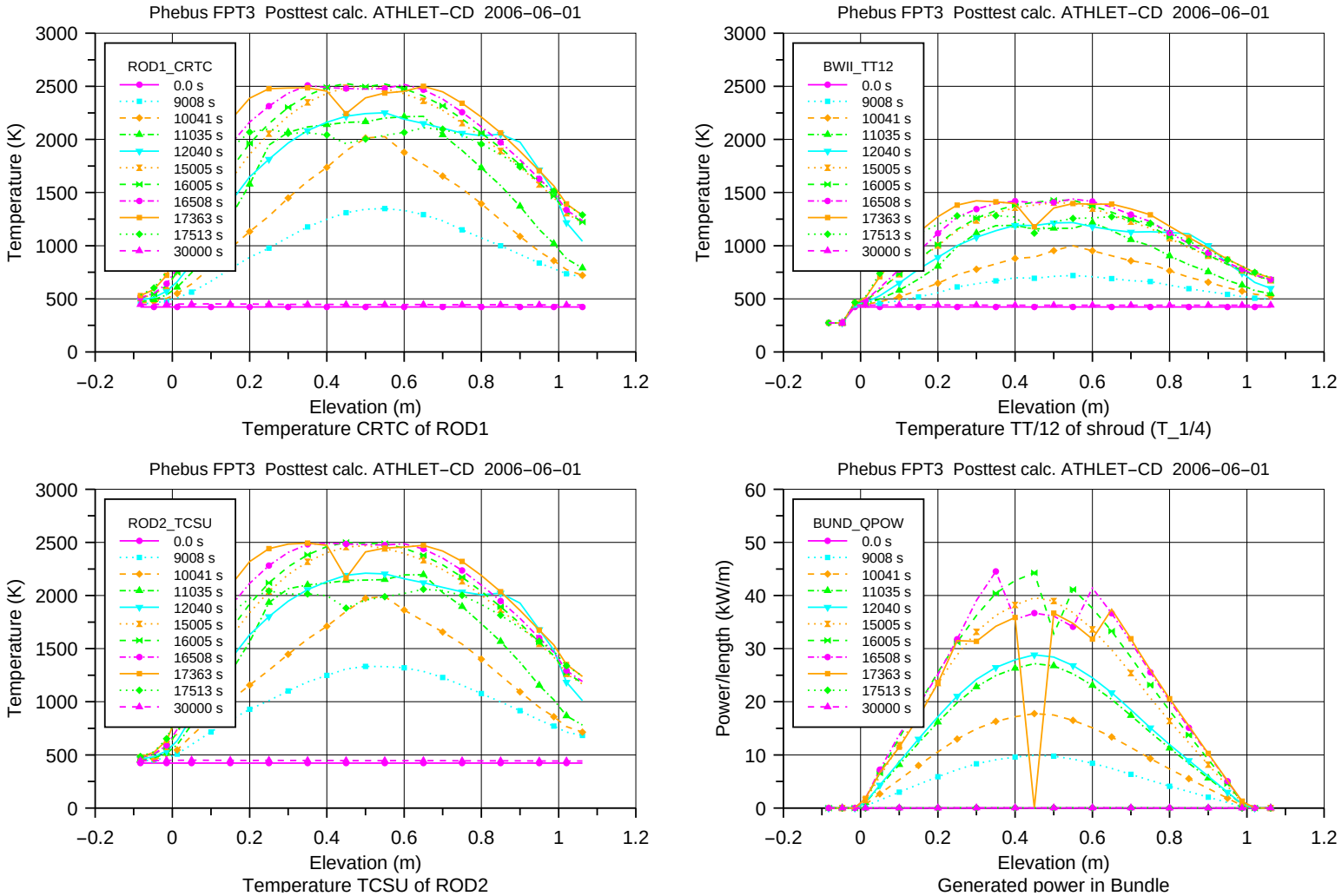
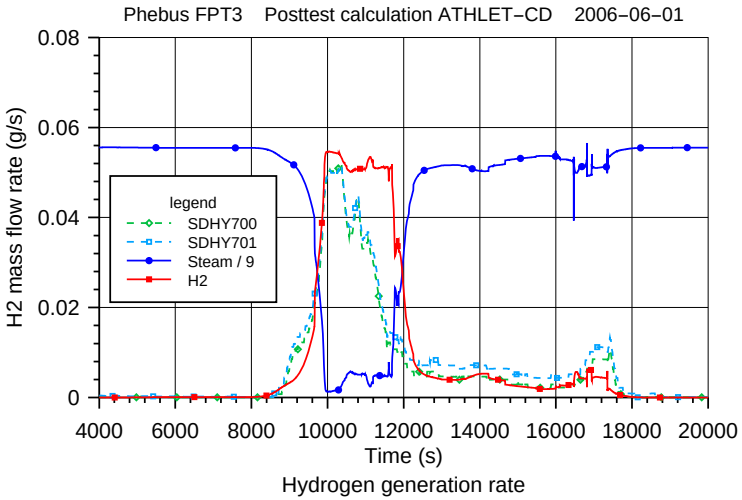
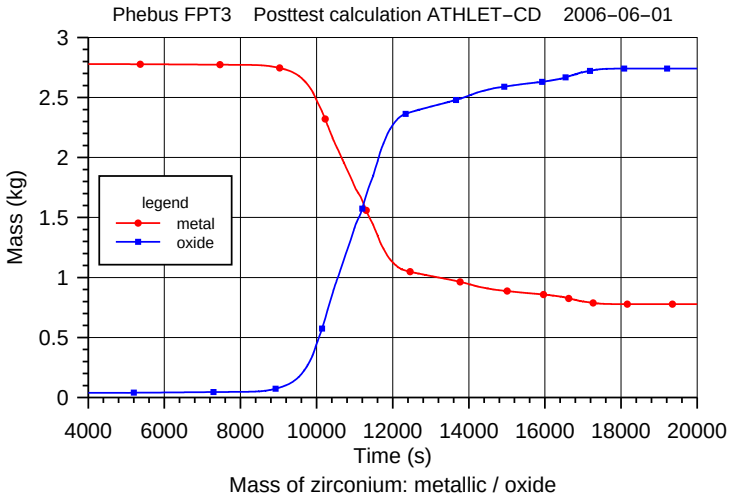


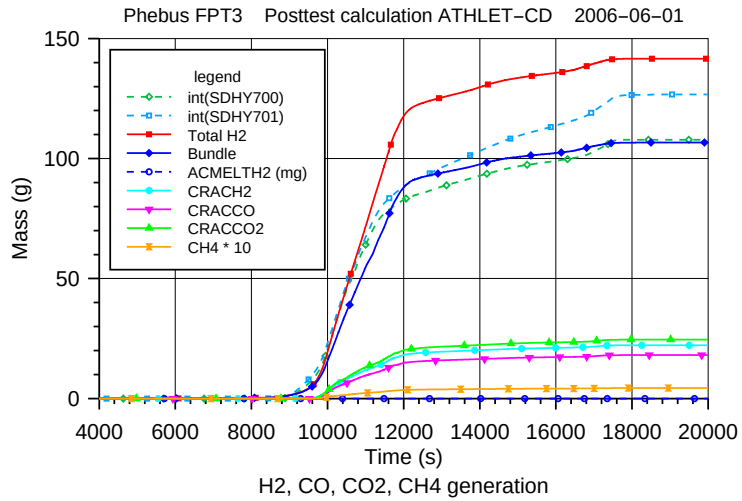
Abb. 4.13-6: FPT3: axiale Temperaturverteilung (Führungs-, Hüllrohr, Bündelumfassung), Leitungsverteilung



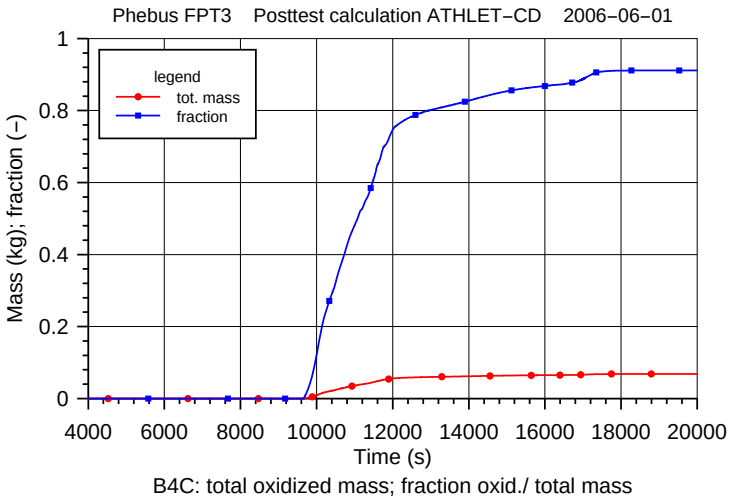
Hydrogen generation rate



Mass of zirconium: metallic / oxide

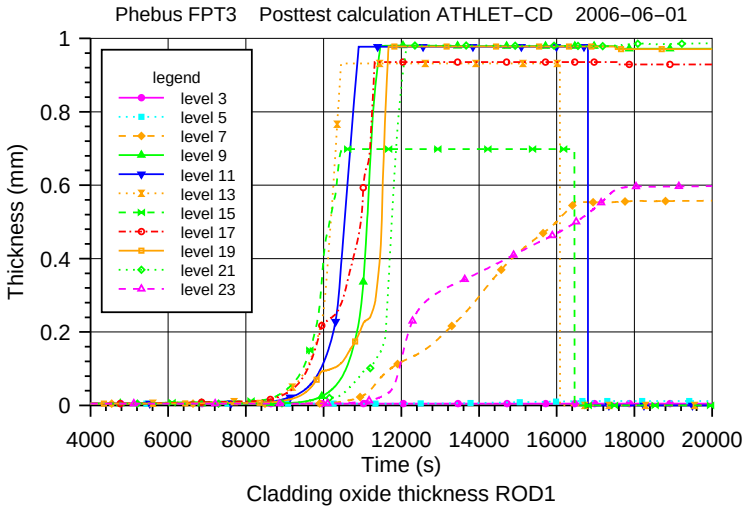


H2, CO, CO2, CH4 generation

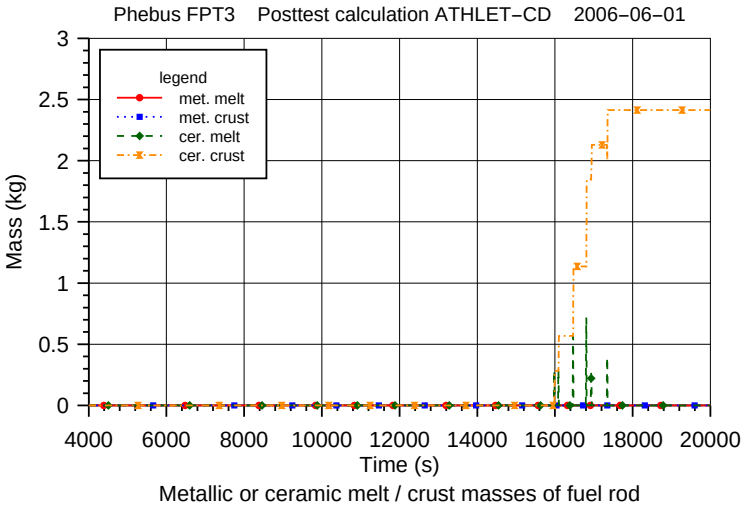


B4C: total oxidized mass; fraction oxid./ total mass

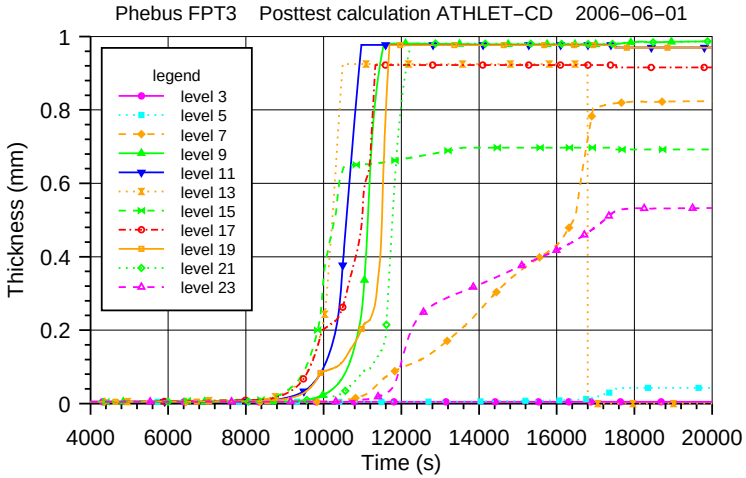
Abb. 4.13-7: FPT3: H_2-Erzeugung; Oxidation von Zr und B_4C



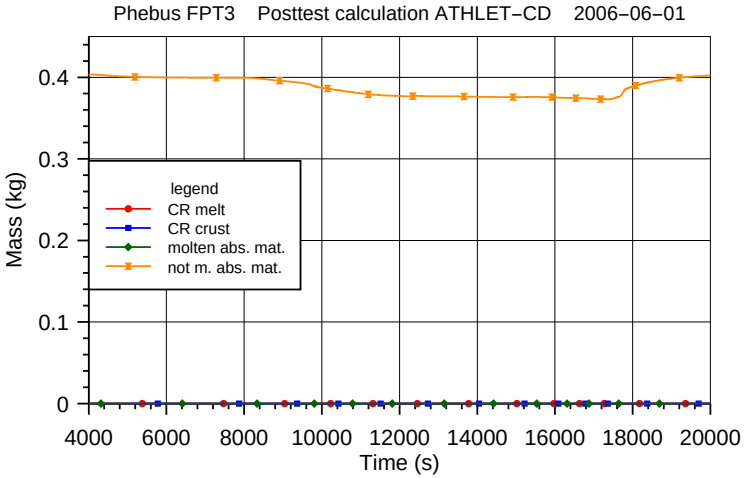
Cladding oxide thickness ROD1



Metallic or ceramic melt / crust masses of fuel rod



Cladding oxide thickness ROD2



Melt and crust masses of control rod

Abb. 4.13-8: FPT3: Oxidationsschicht der Hüllrohre; Massen Schmelze / Kruste

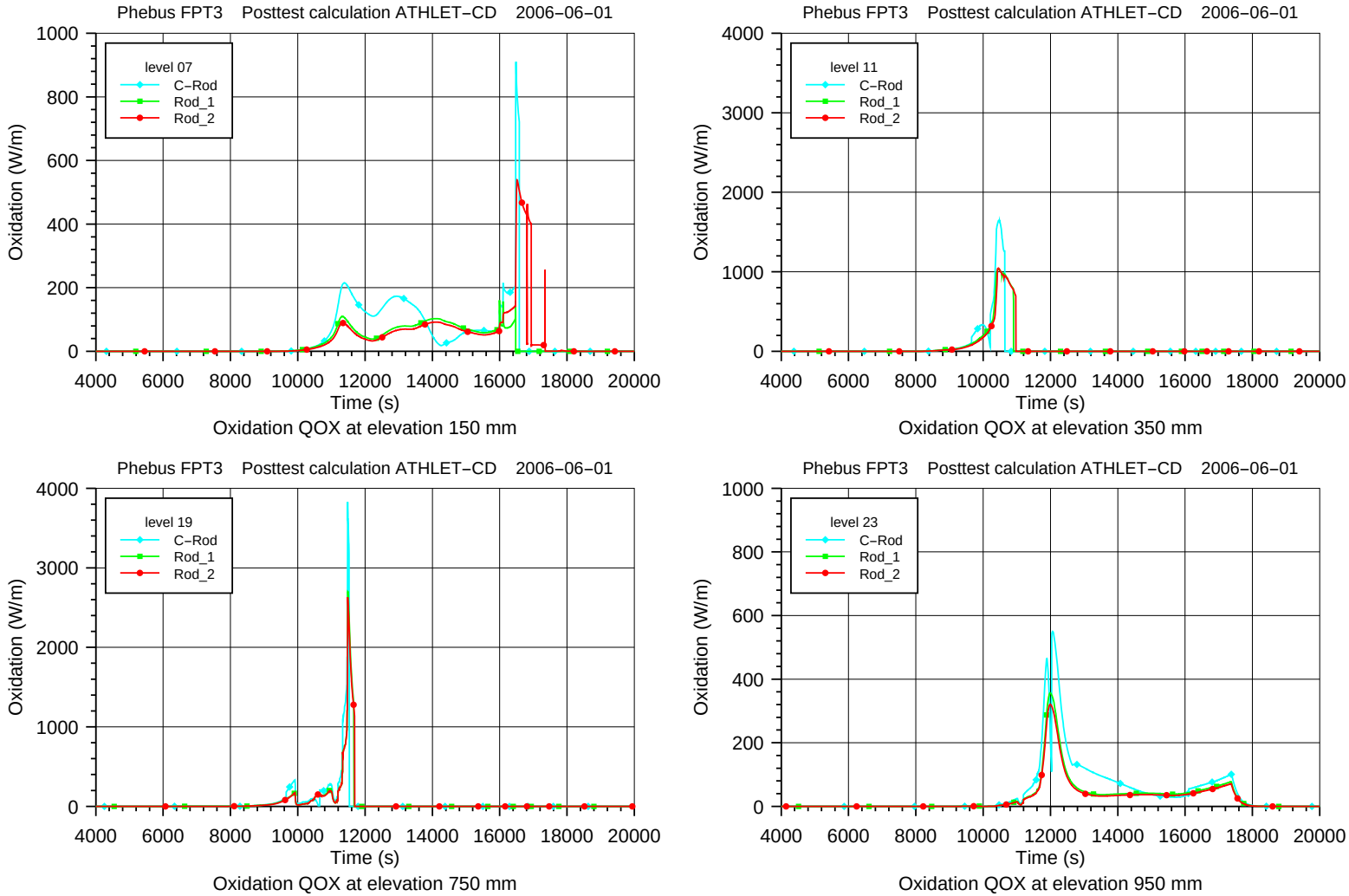


Abb. 4.13-9: FPT3: Wärmequellen je Stab und Längeneinheit

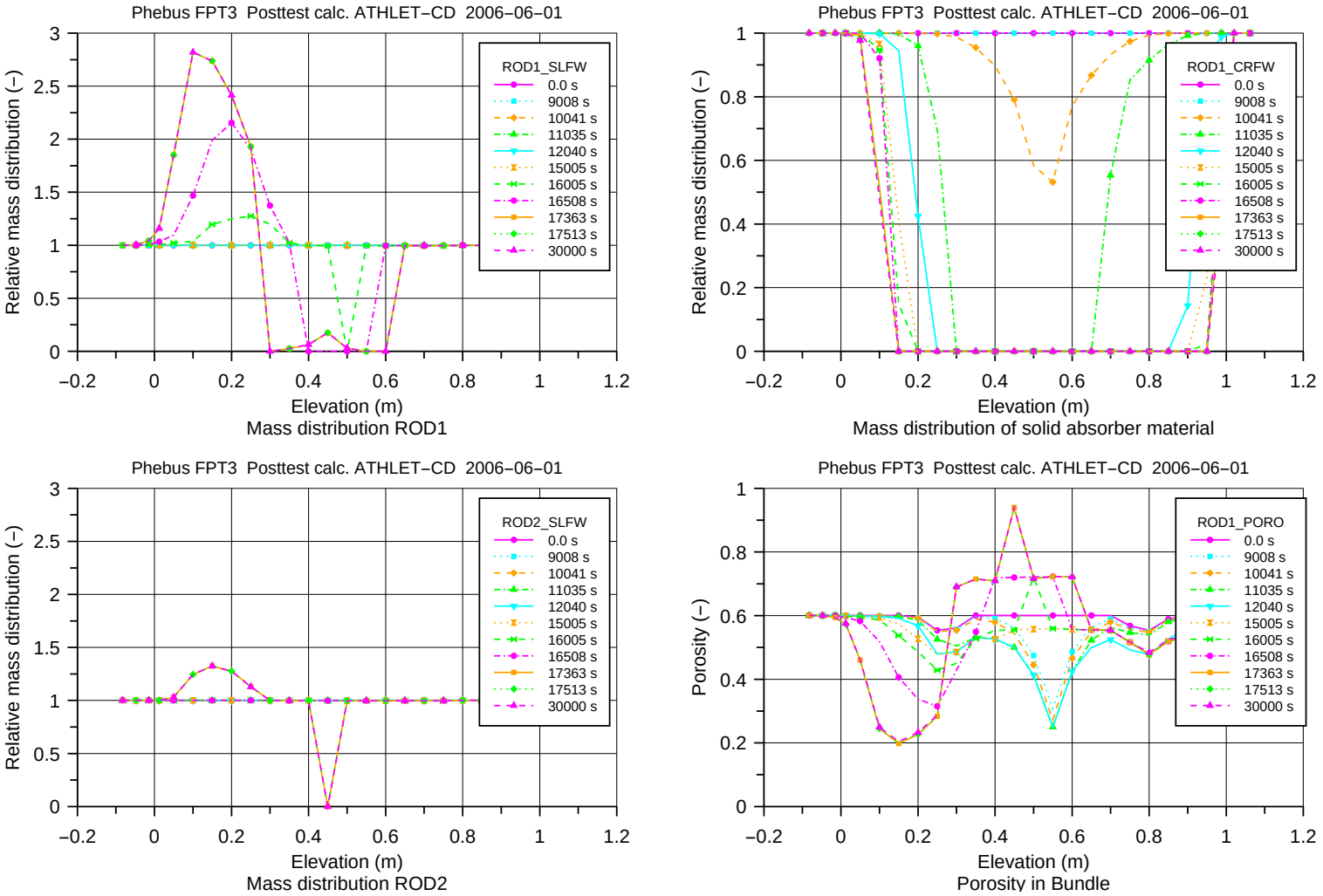


Abb. 4.13-10: FPT3: Massenverteilung; Porosität

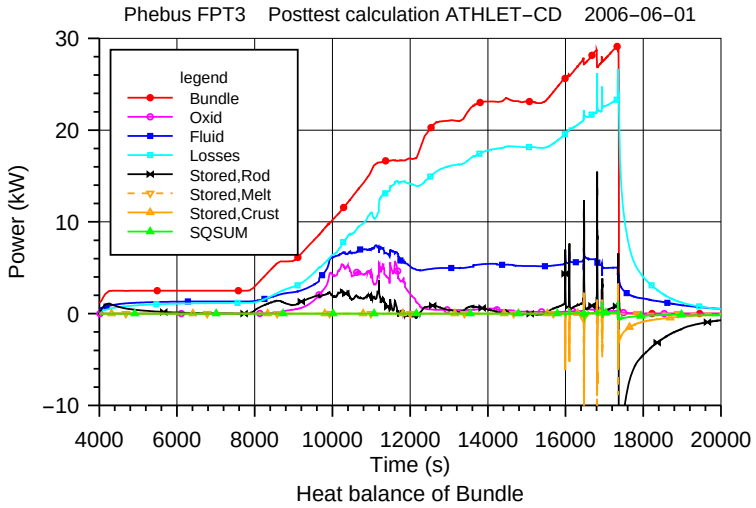


Abb. 4.13-11: FPT3: Energiebilanz des Bündels

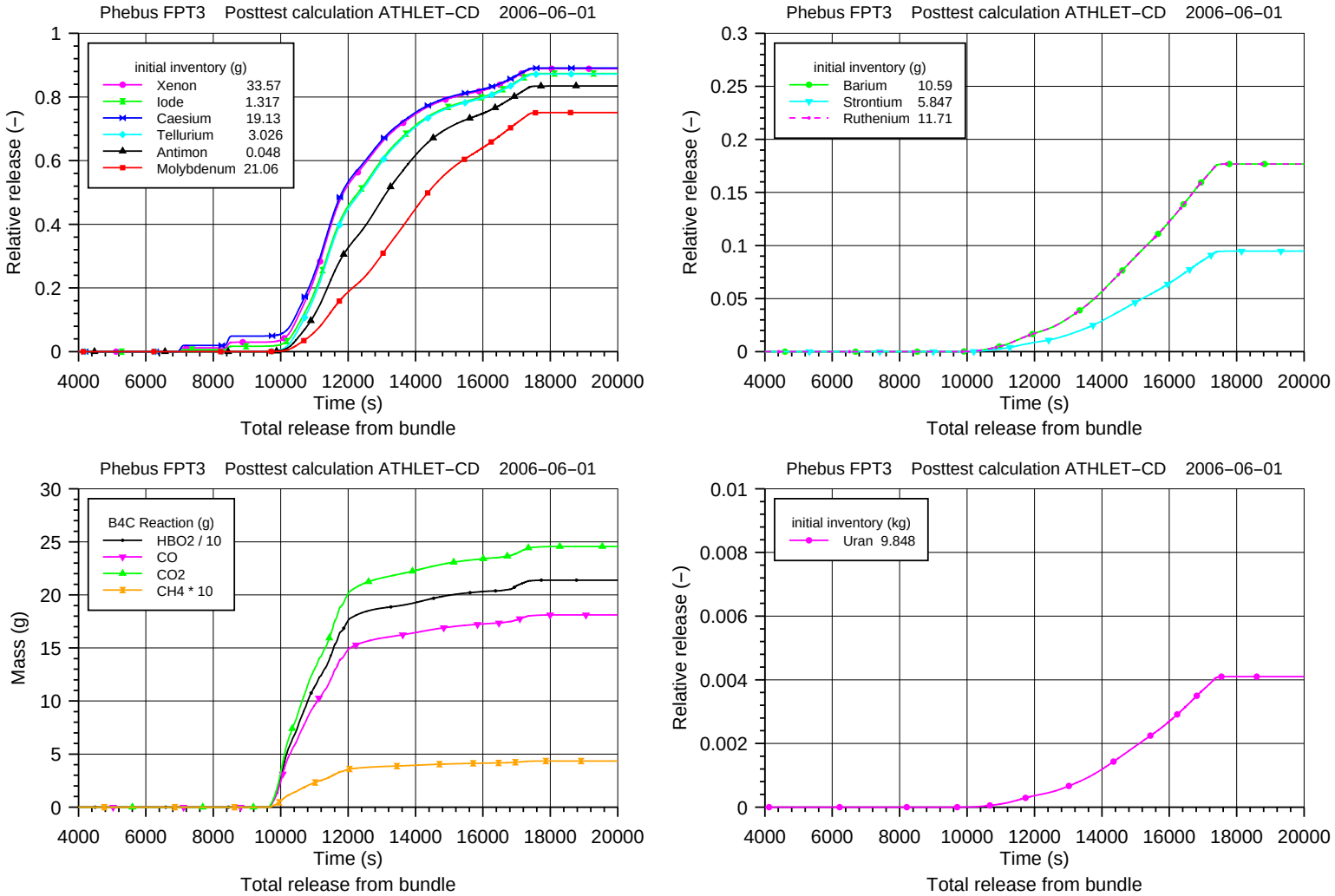


Abb. 4.13-12: FPT3: Freisetzungen aus dem Bündel

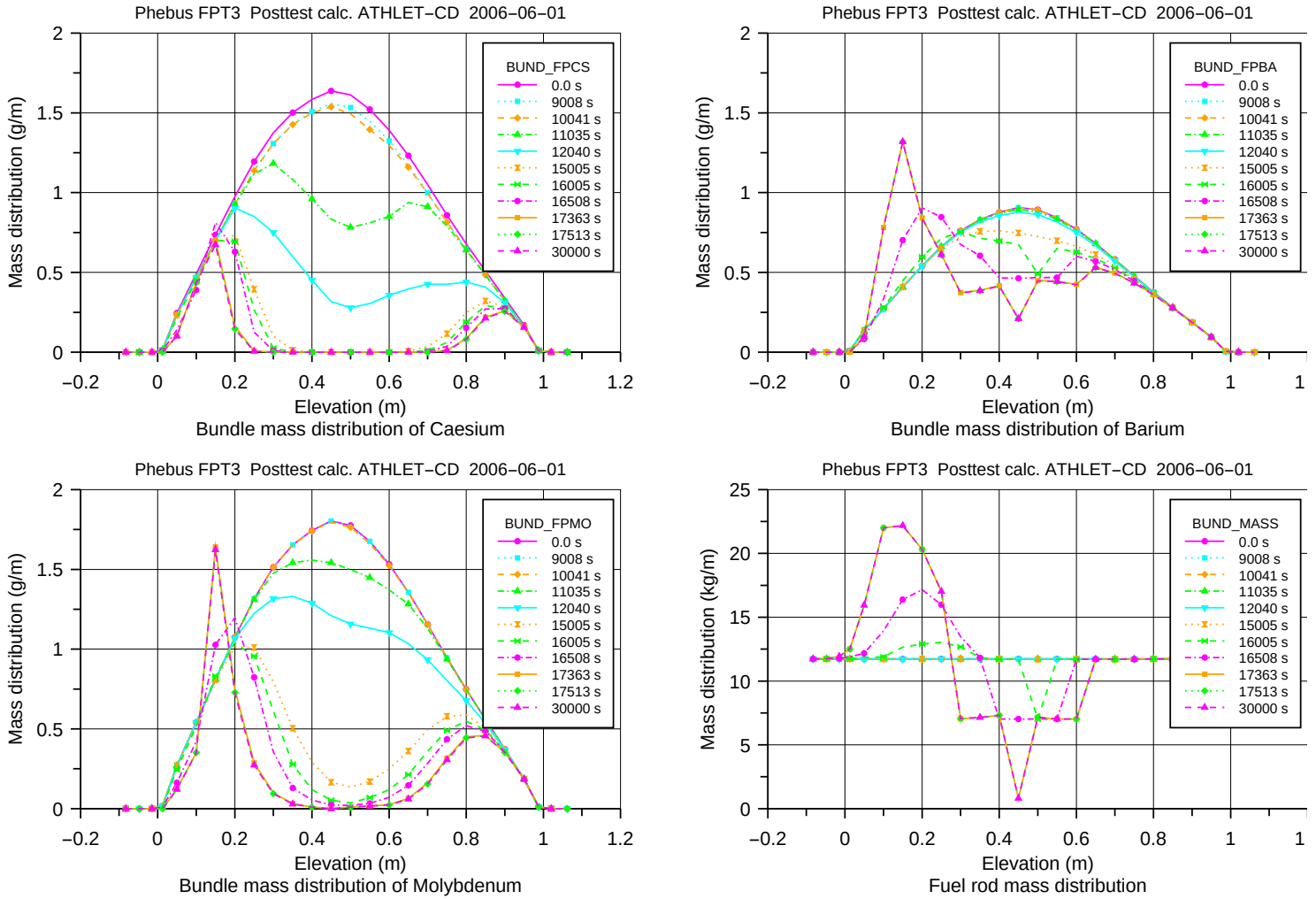


Abb. 4.13-13: FPT3: axiale Verteilung ausgewählter Elemente Cs, Ba, Mo; Massenverteilung der Brennstäbe

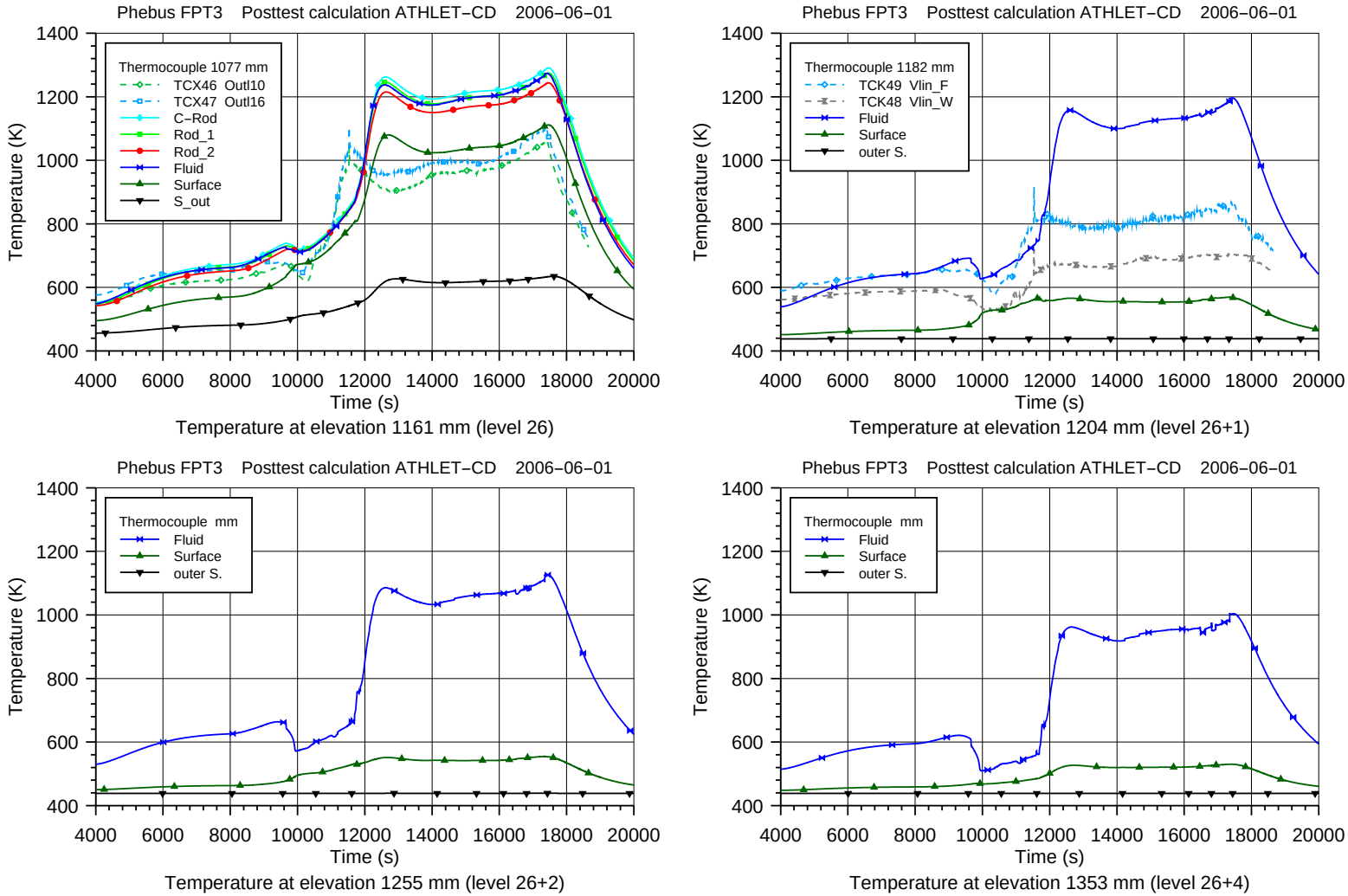


Abb. 4.13-14: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+1 – level 26+4)

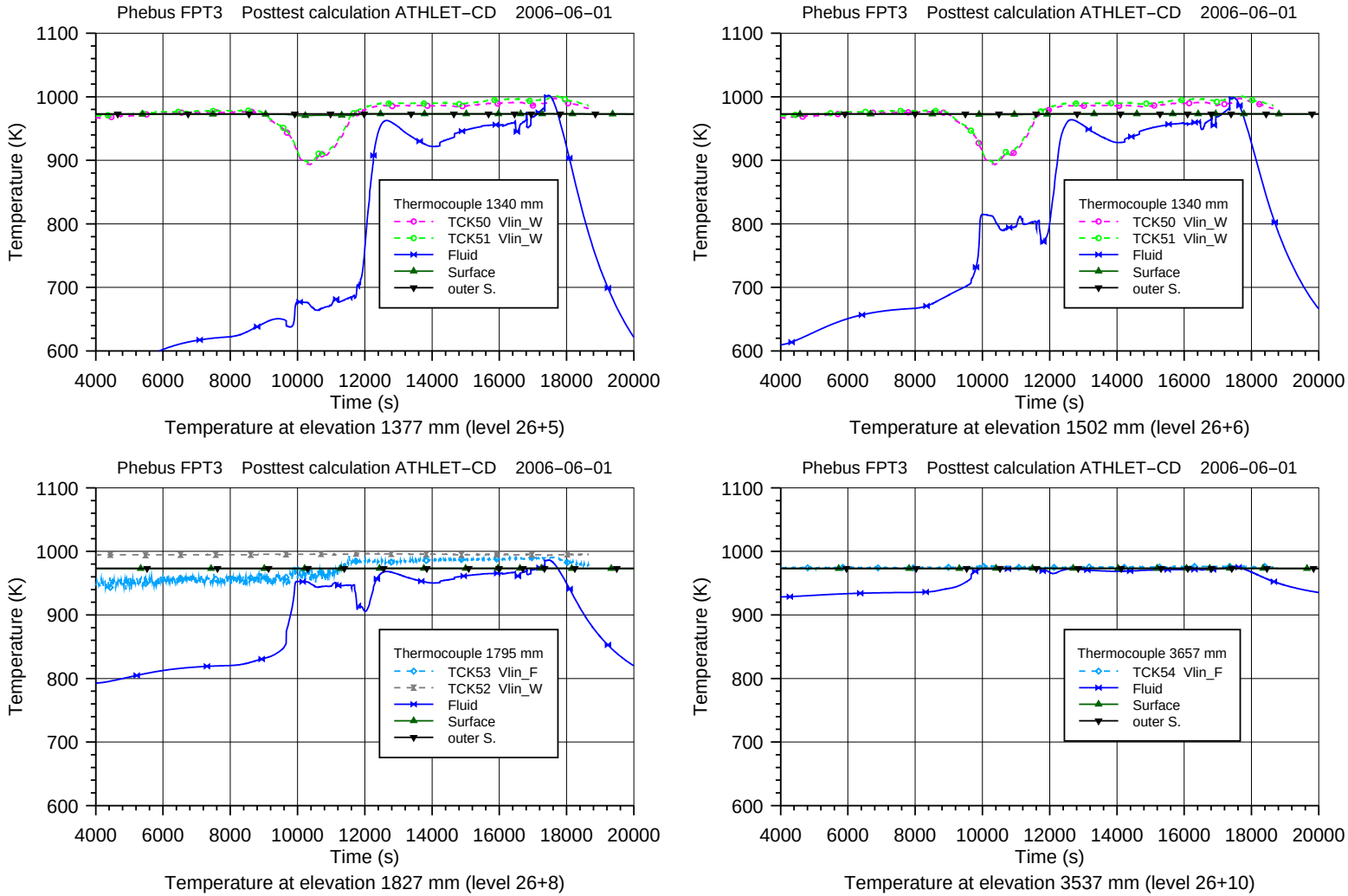


Abb. 4.13-15: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+5 – level 26+10)

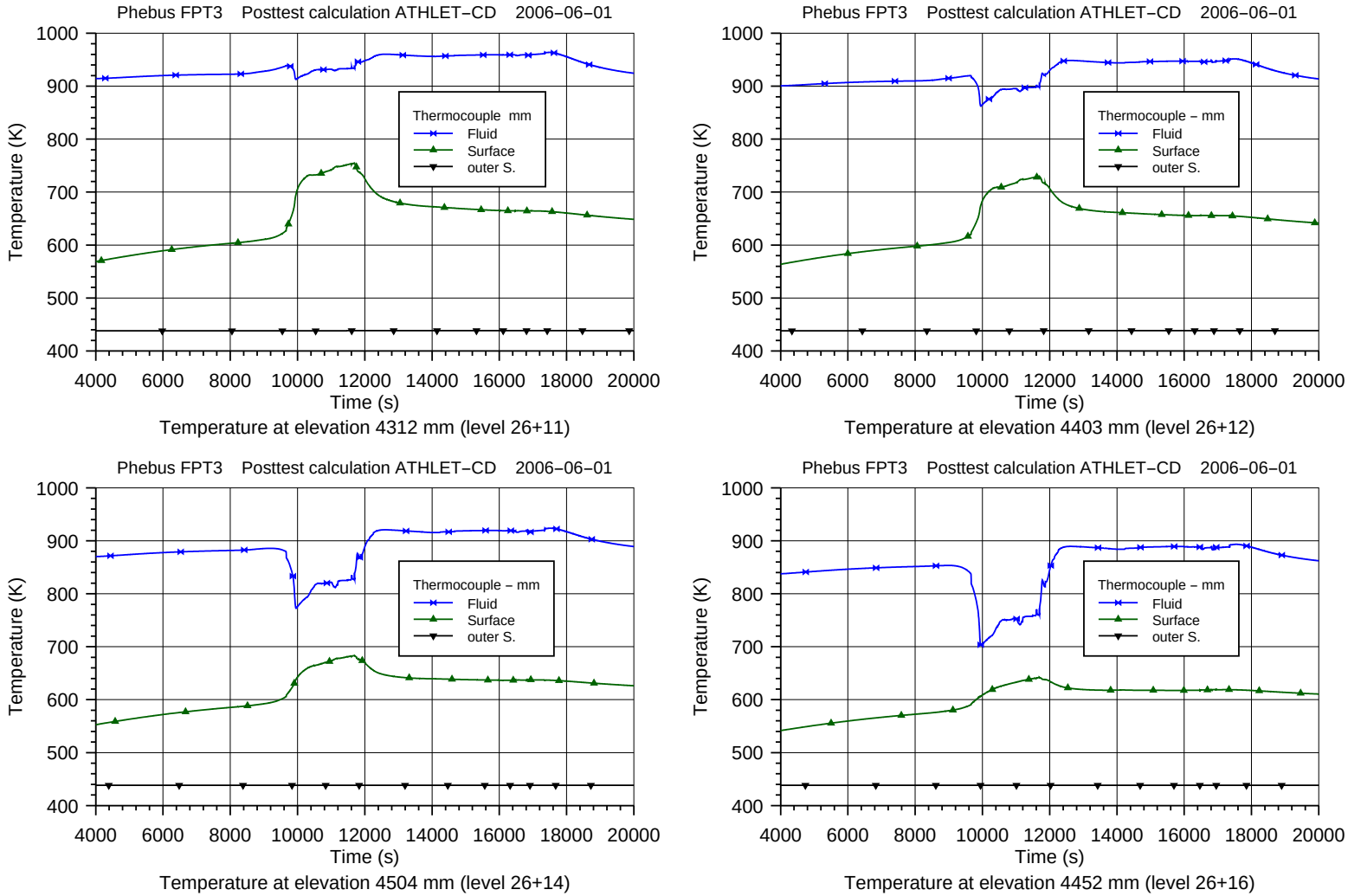


Abb. 4.13-16: FPT3: Temperaturverläufe im Plenum (level 26+11 – level 26+16)

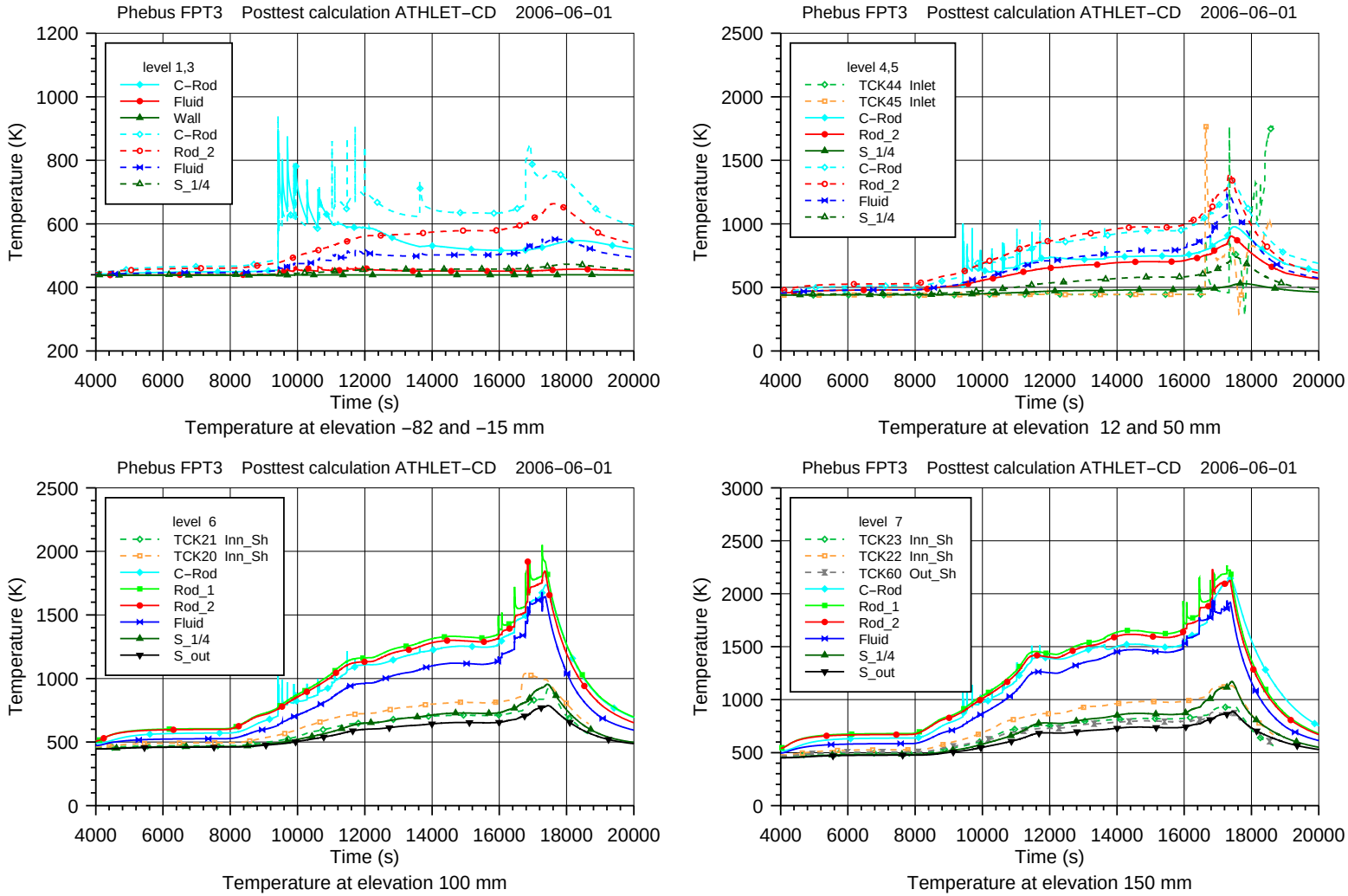


Abb. 4.13-17: FPT3: Rg2: Temperaturverläufe im Testbündel (-82 – 150 mm)

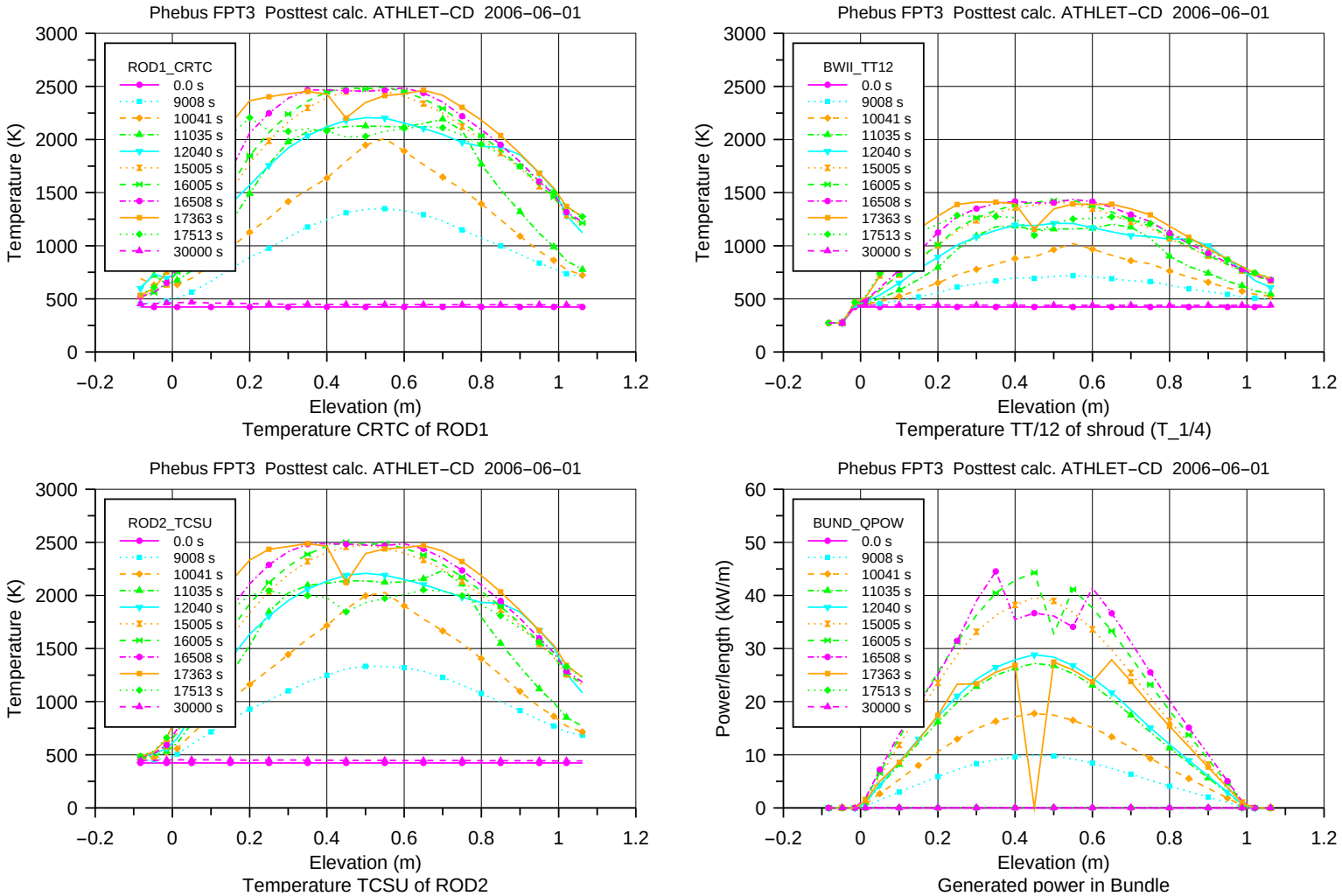


Abb. 4.13-18: FPT3: Rg2: axiale Temperatur- und Leistungsverteilung

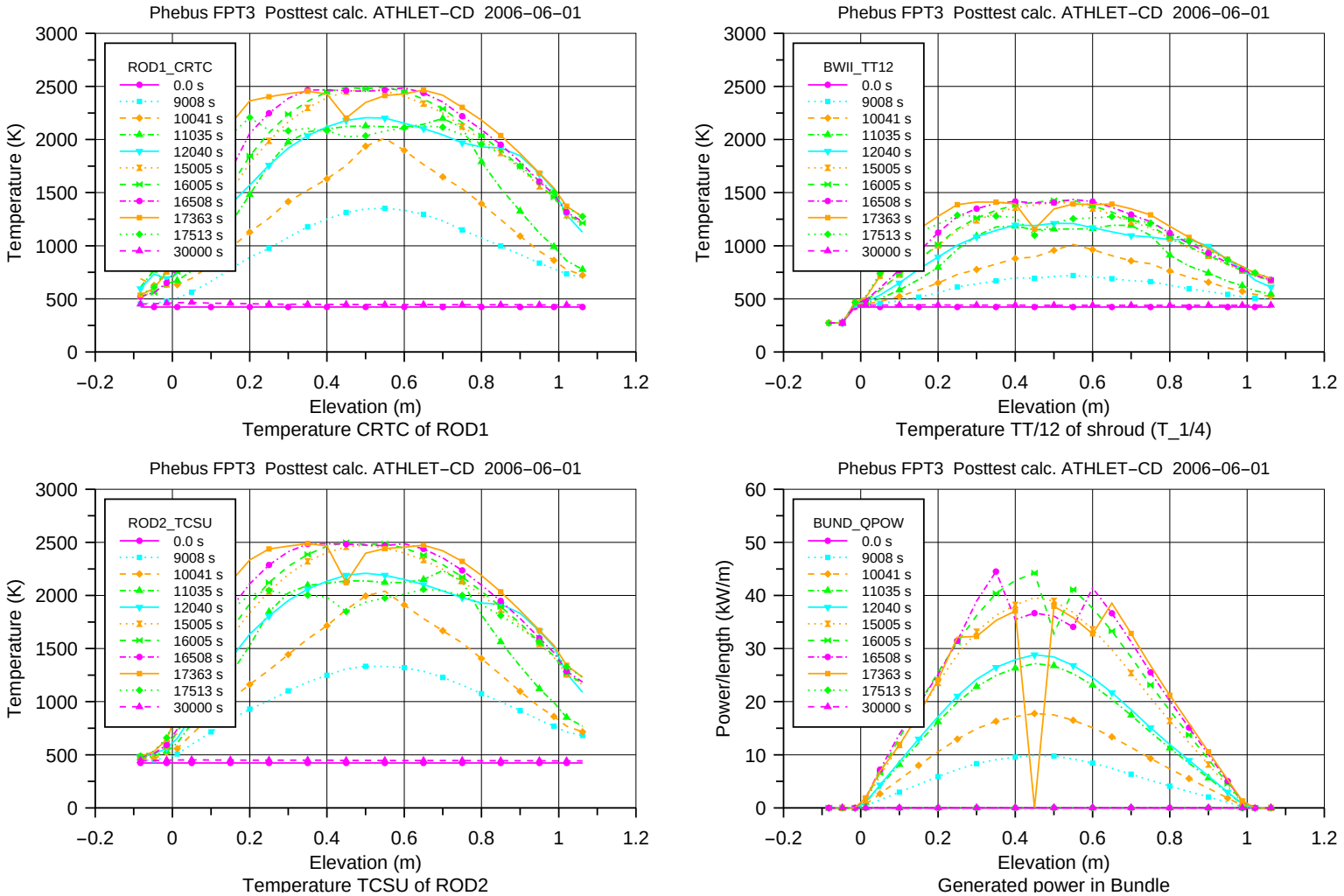


Abb. 4.13-19: FPT3: Rg3: axiale Temperatur- und Leistungsverteilung

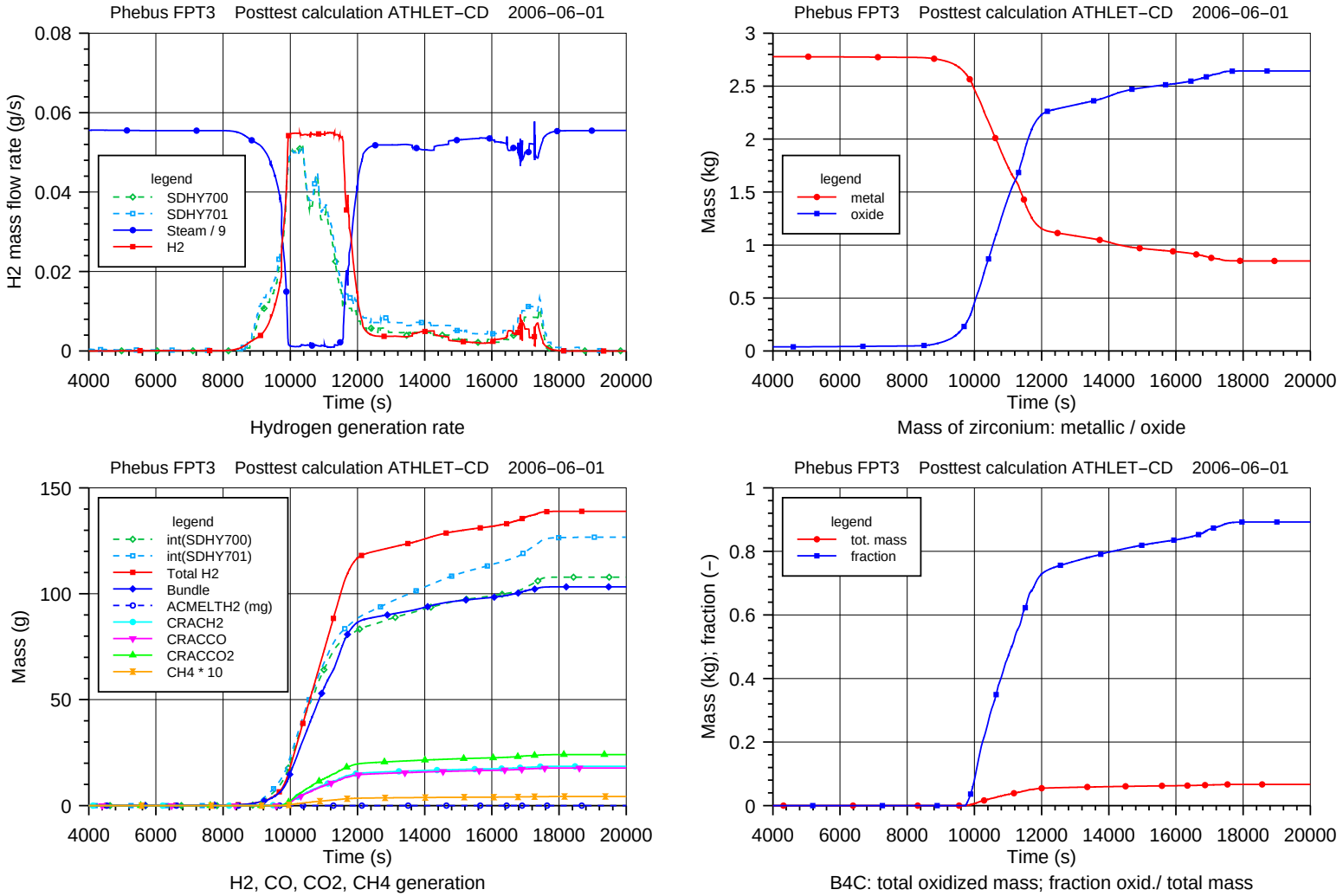
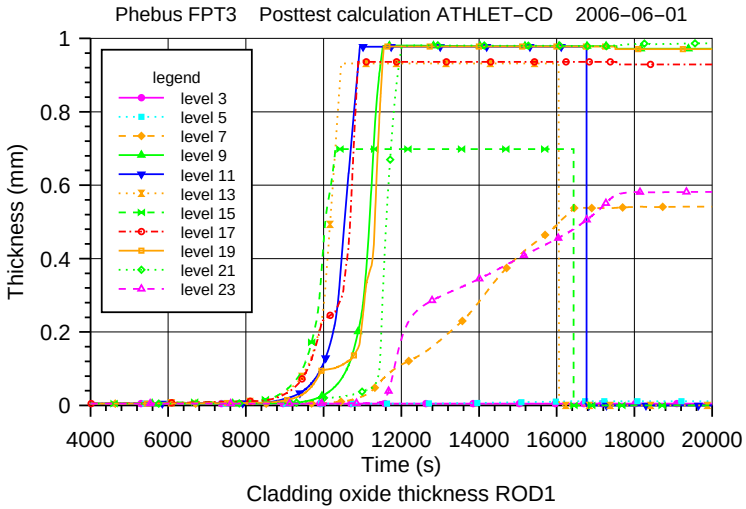
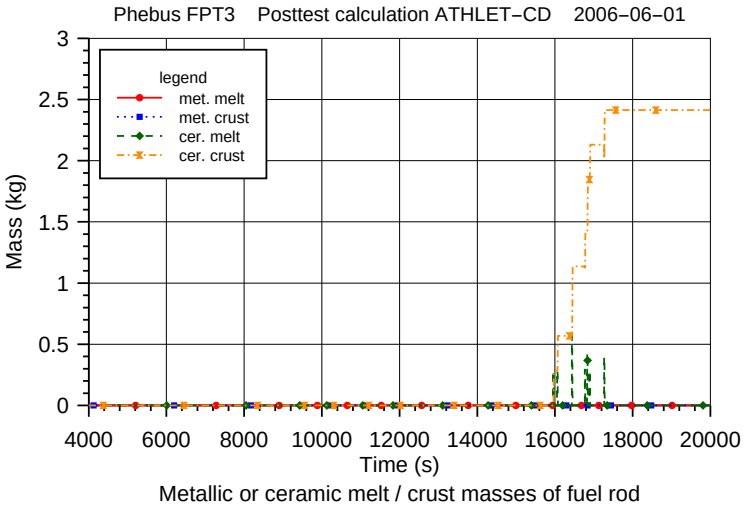


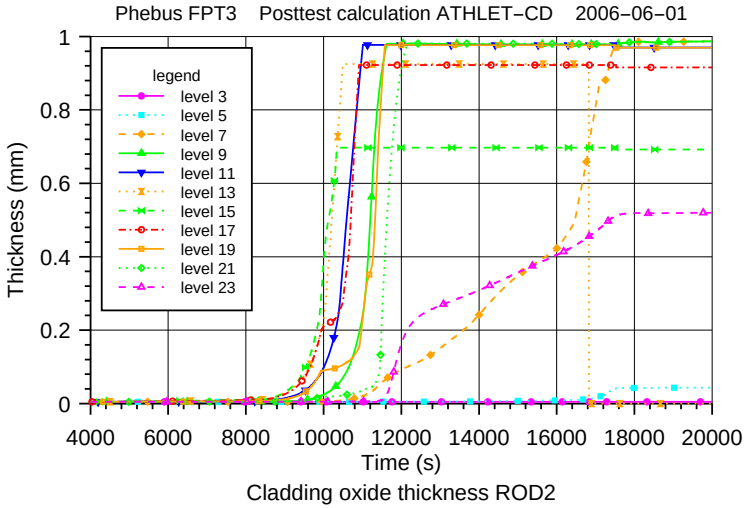
Abb. 4.13-20: FPT3: Rg2: H_2 Erzeugung; Oxidation von Zr und B_4C



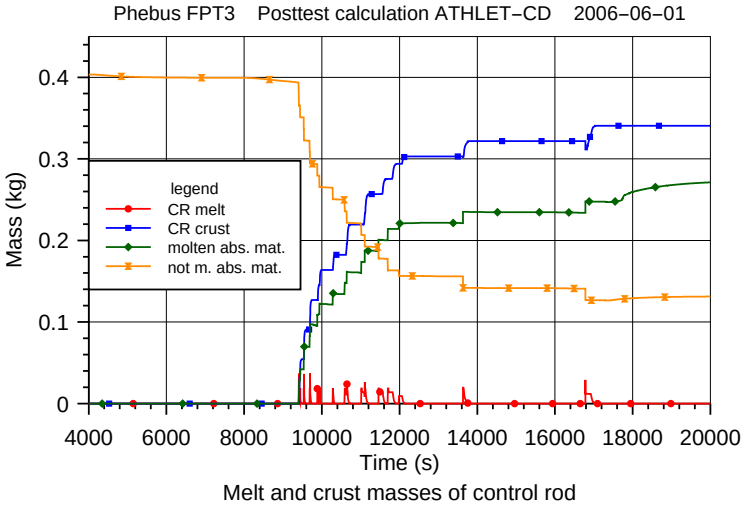
Cladding oxide thickness ROD1



Metallic or ceramic melt / crust masses of fuel rod



Cladding oxide thickness ROD2



Melt and crust masses of control rod

Abb. 4.13-21: FPT3: Rg2: Oxidationsschicht der Hüllrohre; Massen Schmelze / Kruste

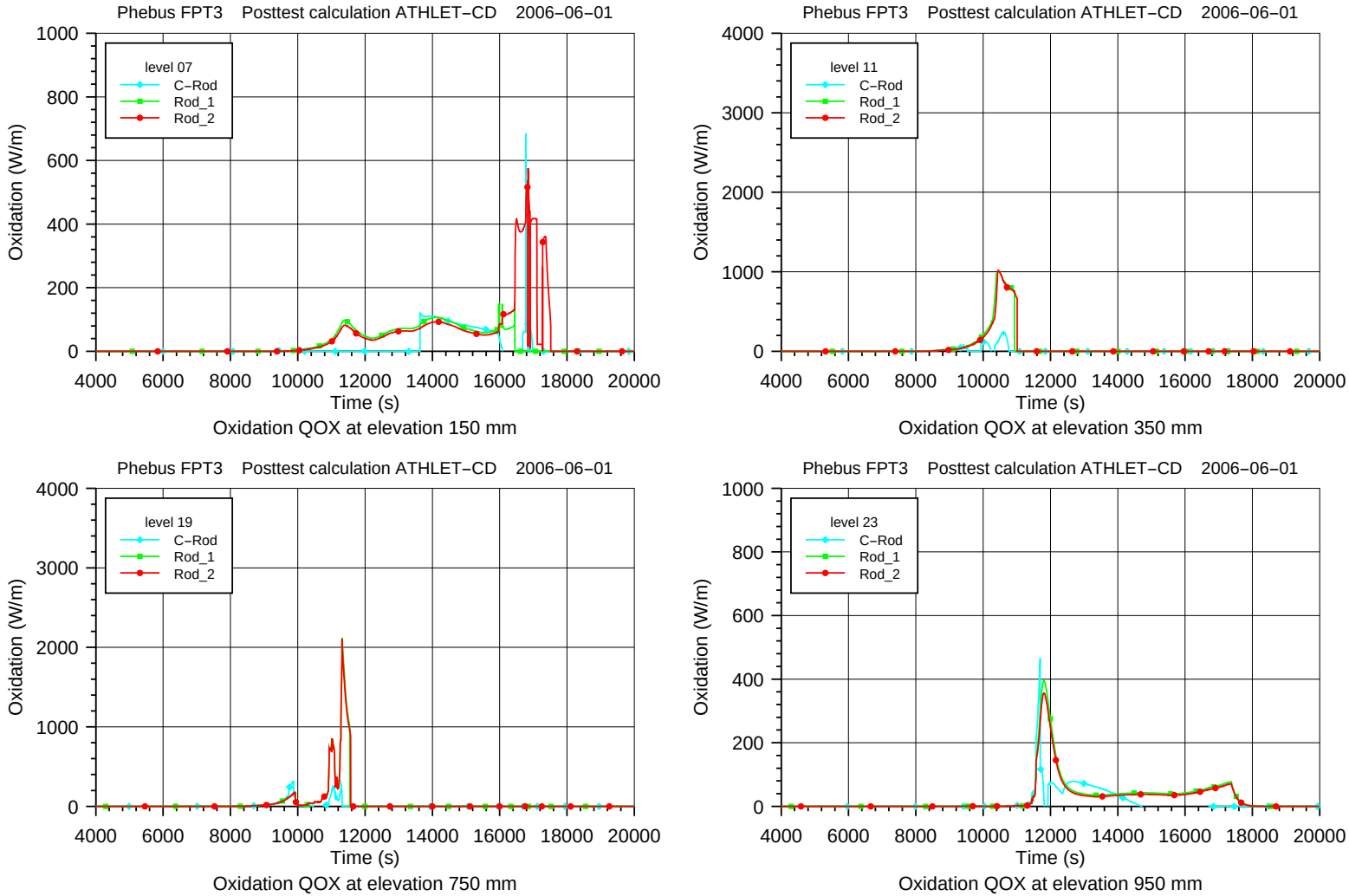


Abb. 4.13-22: FPT3: Rg2: Wärmequellen je Stab und Längeneinheit

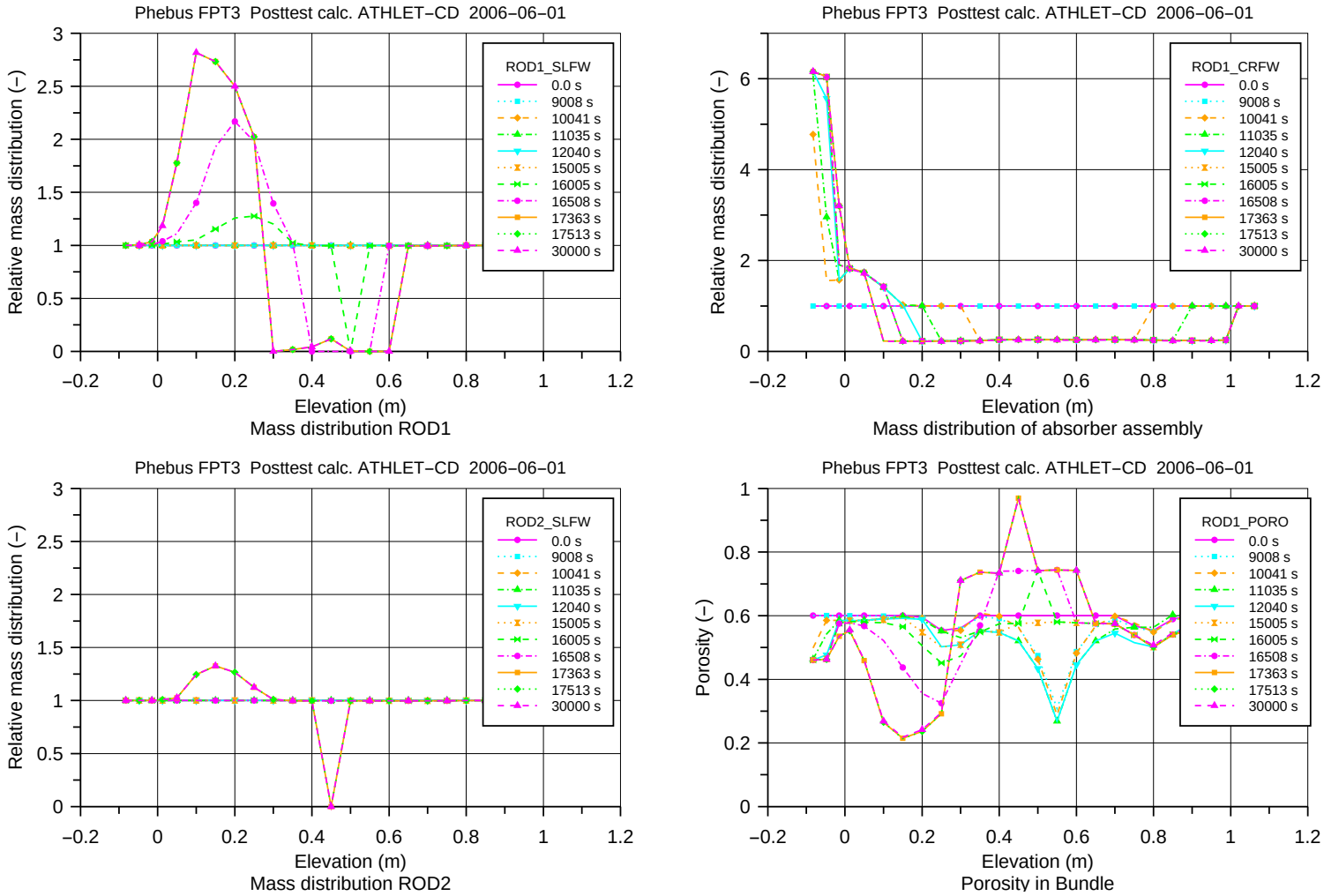
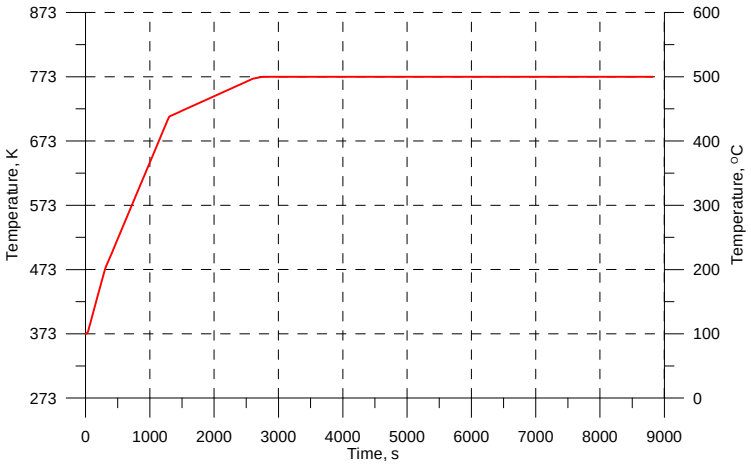
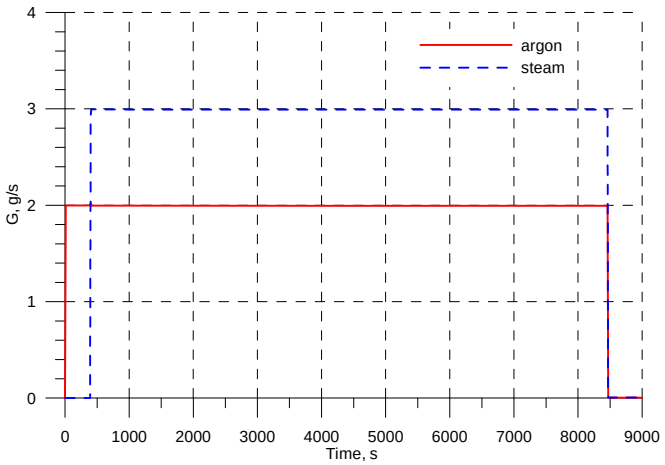


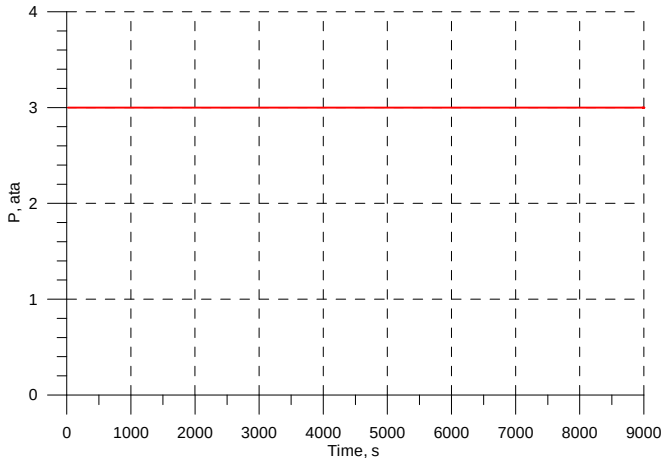
Abb. 4.13-23: FPT3: Rg2: Massenverteilung; Porosität



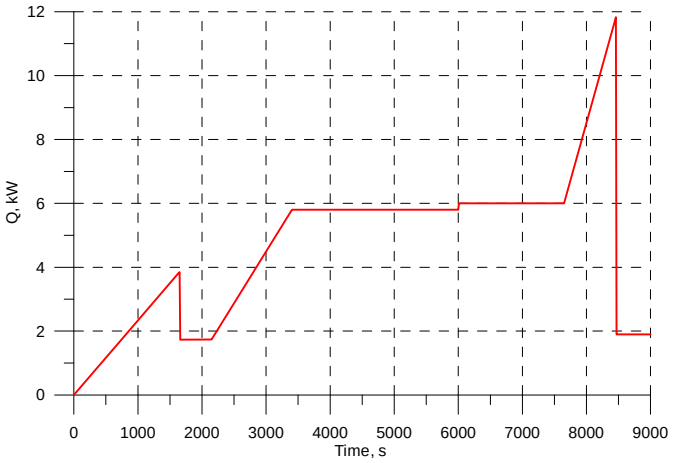
Proposed inlet gas temperature



Argon and steam inlet flow rate



Bundle coolant pressure



Proposed total electric power

Abb. 4.14-1: SF1: Anfangs- und Randbedingungen /YUD 06/

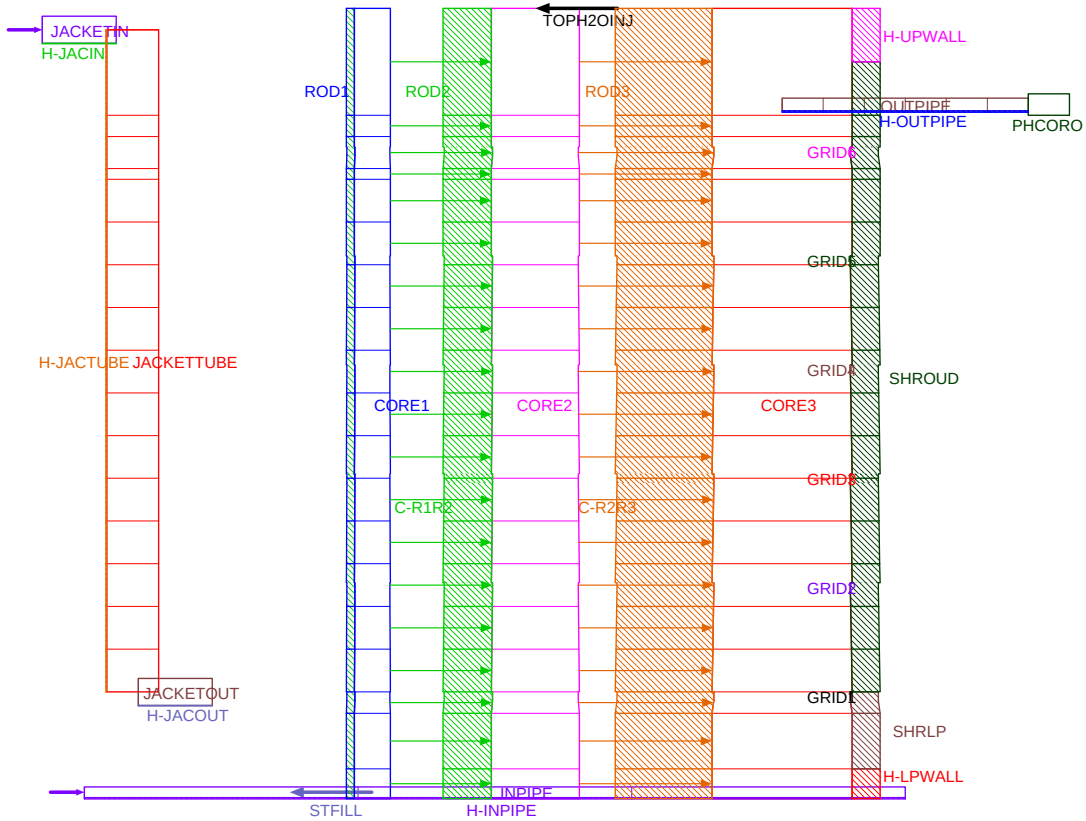


Abb. 4.14-2: SF1: Nodalisierungsschema der Teststrecke

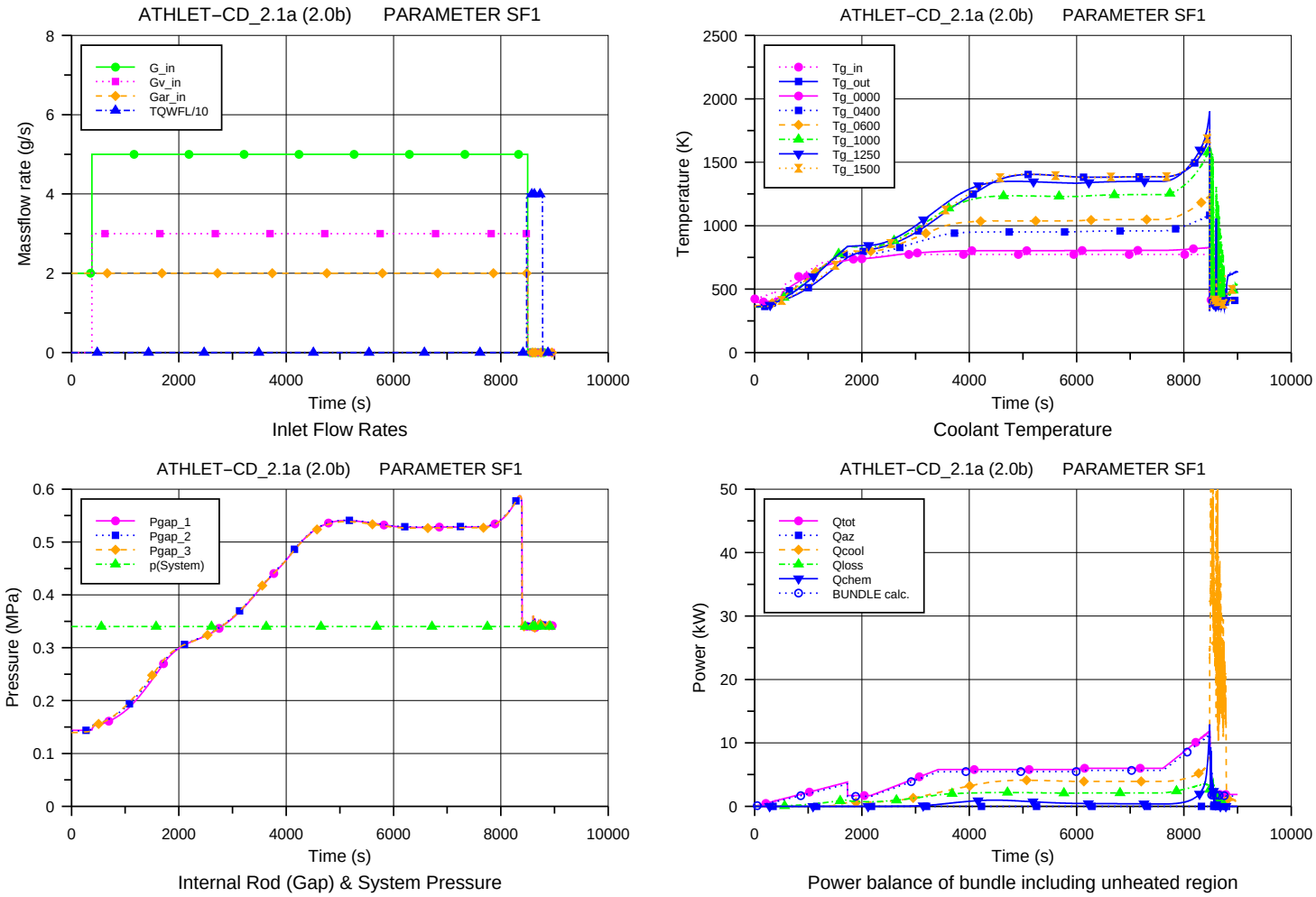


Abb. 4.14-3: SF1: Anfangs- und Randbedingungen für ATHLET-CD

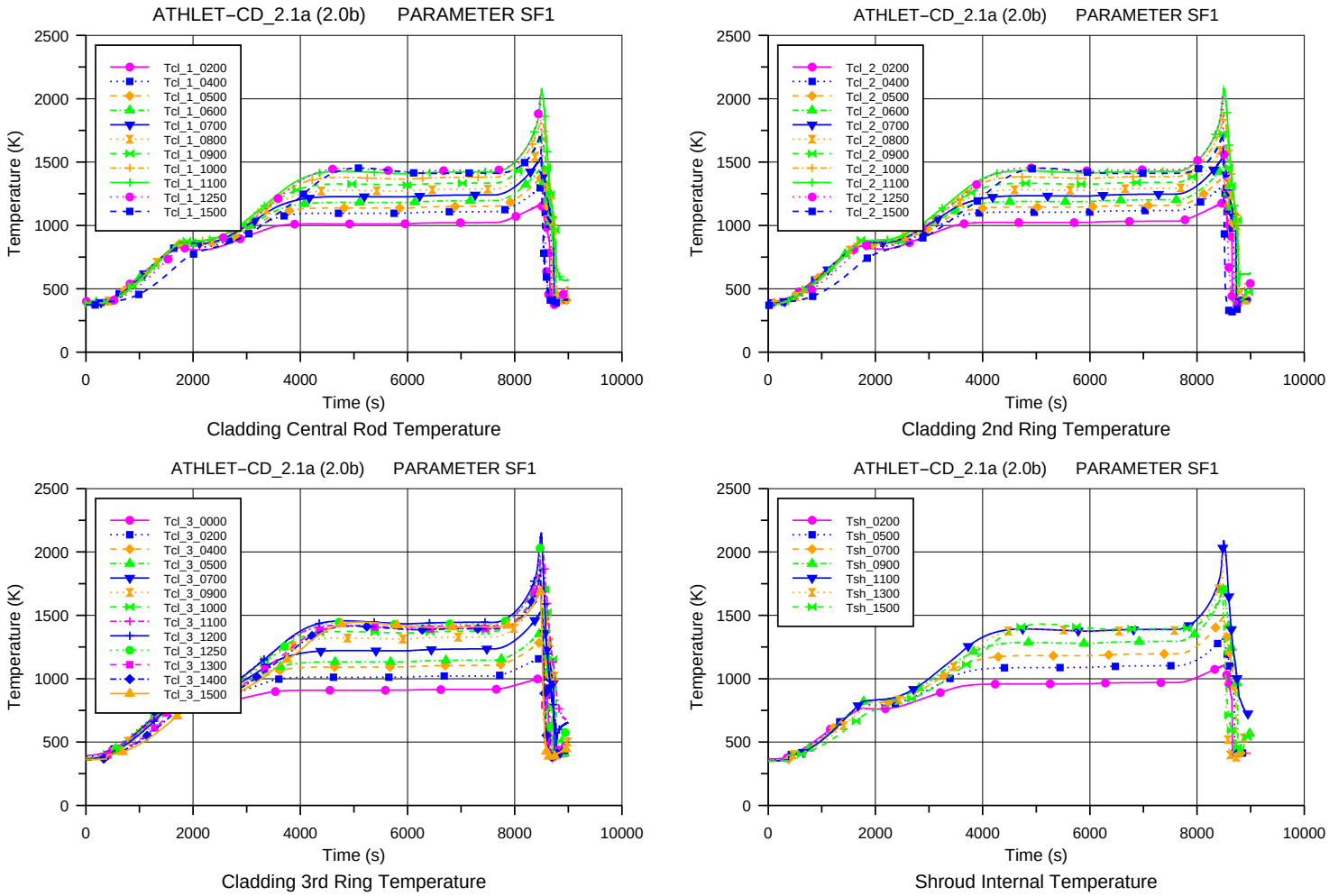


Abb. 4.14-4: SF1: Temperaturverläufe der Hüllrohre und in der Umfassung

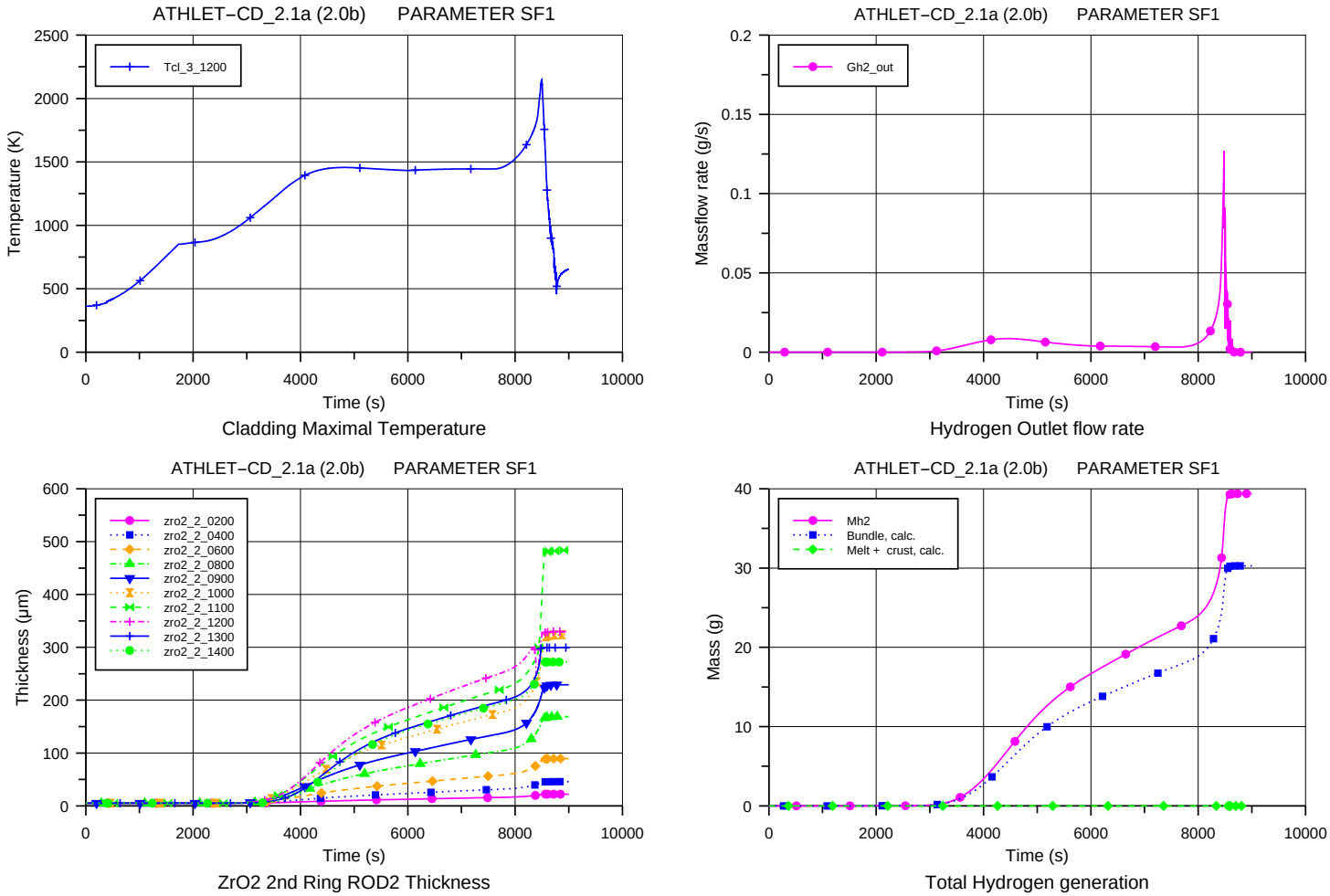


Abb. 4.14-5: SF1: Maximale Temperatur, Oxidschichtdicke und H_2-Erzeugung

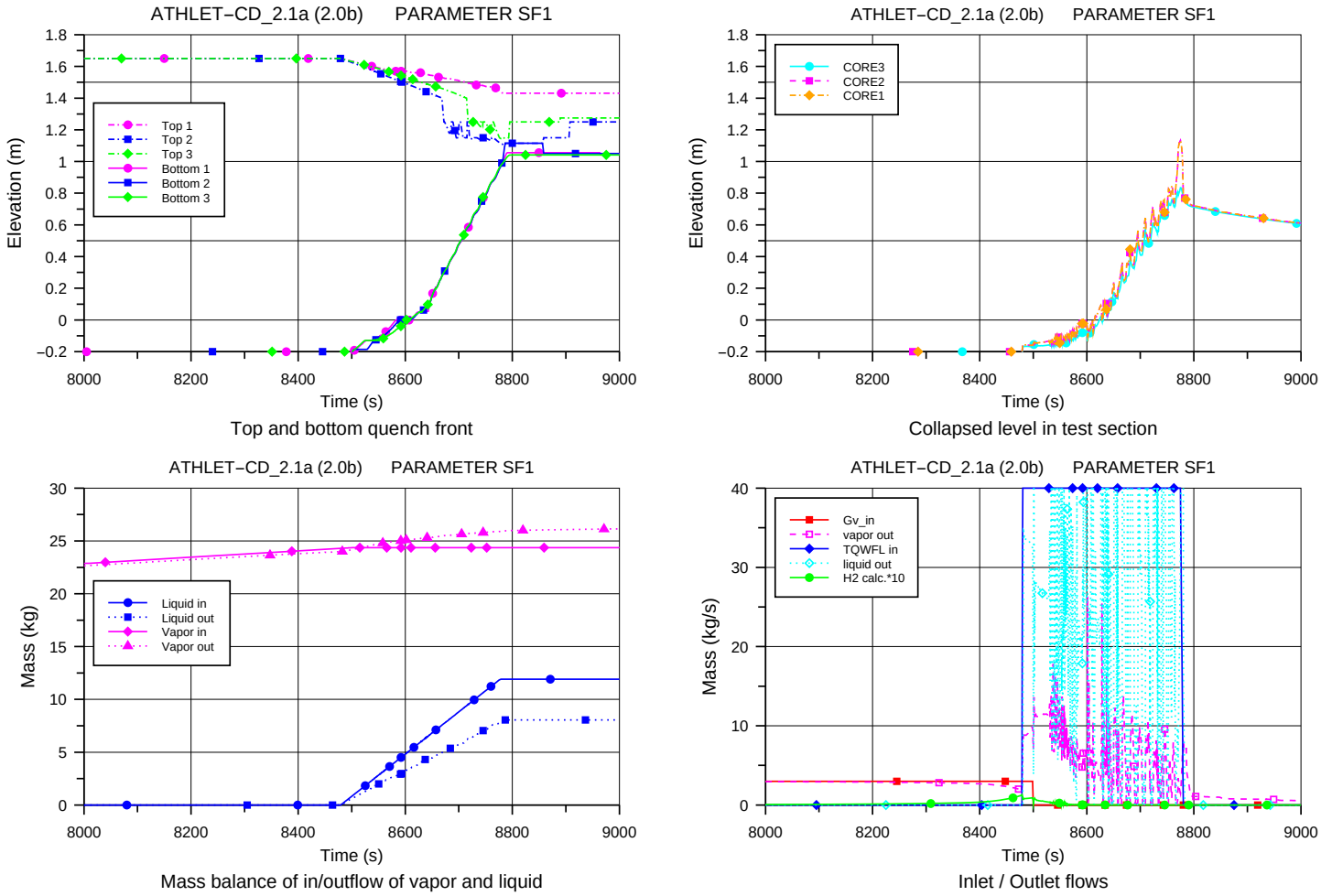


Abb. 4.14-6: SF1: Verlauf der Quenchfront, des kollabierten Wasserspiegels, ein- und ausfließende Massenströme

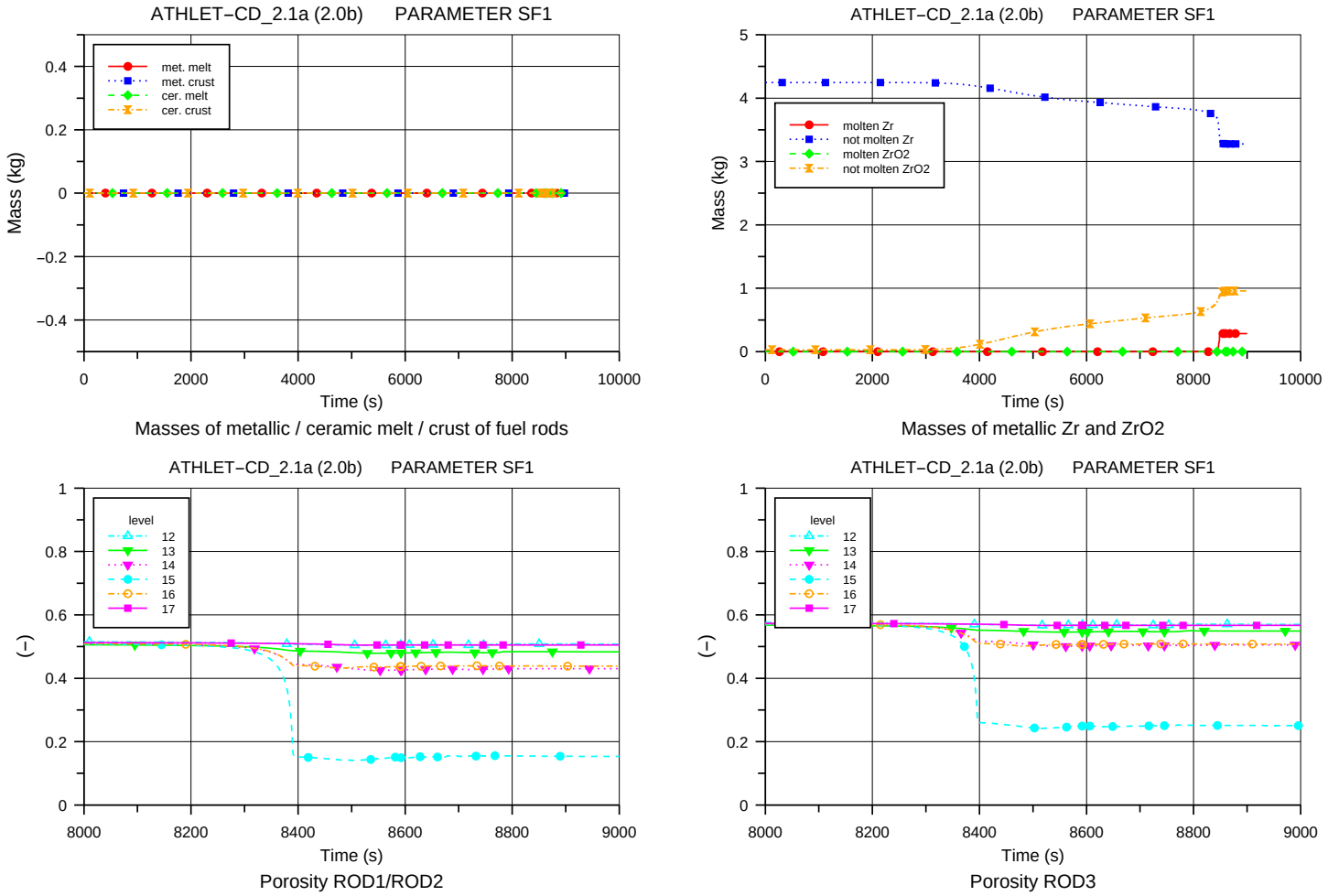


Abb. 4.14-7: SF1: Massen geschmolzenen und nicht geschmolzenen Materials, Porosität

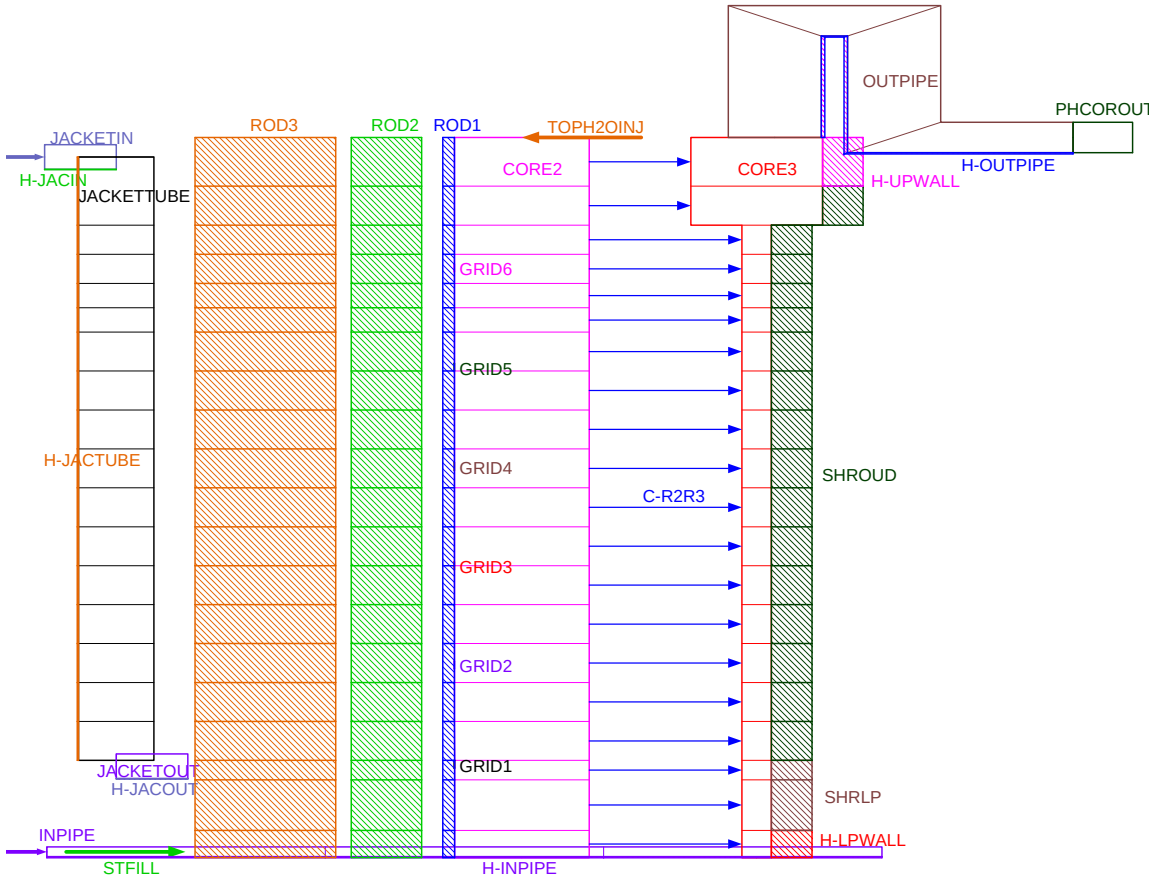


Abb. 4.14-8: SF1: Nodalisationsschema mit geändertem Oberen Bereich

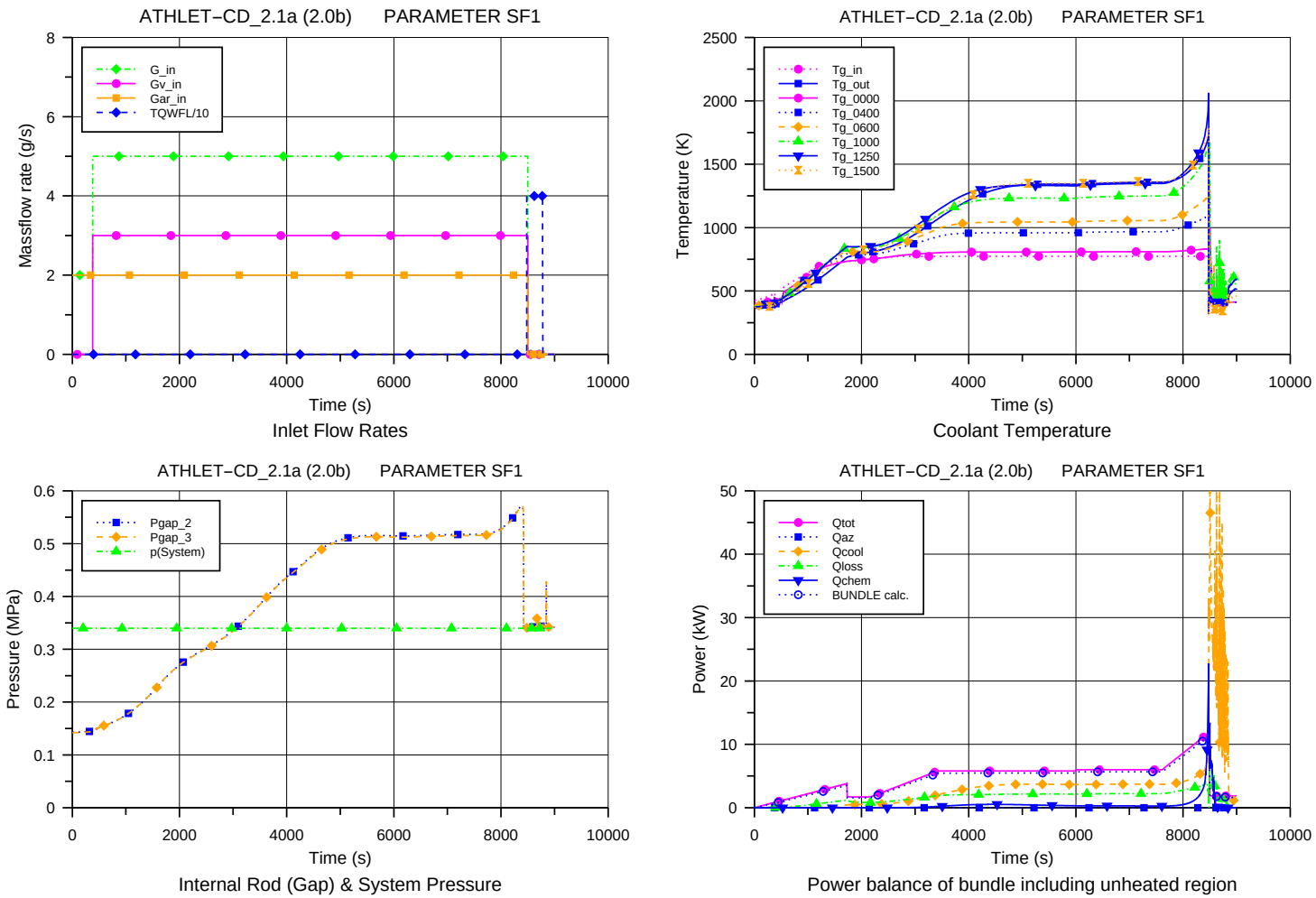


Abb. 4.14-9: SF1: Anfangs- und Randbedingungen (run2)

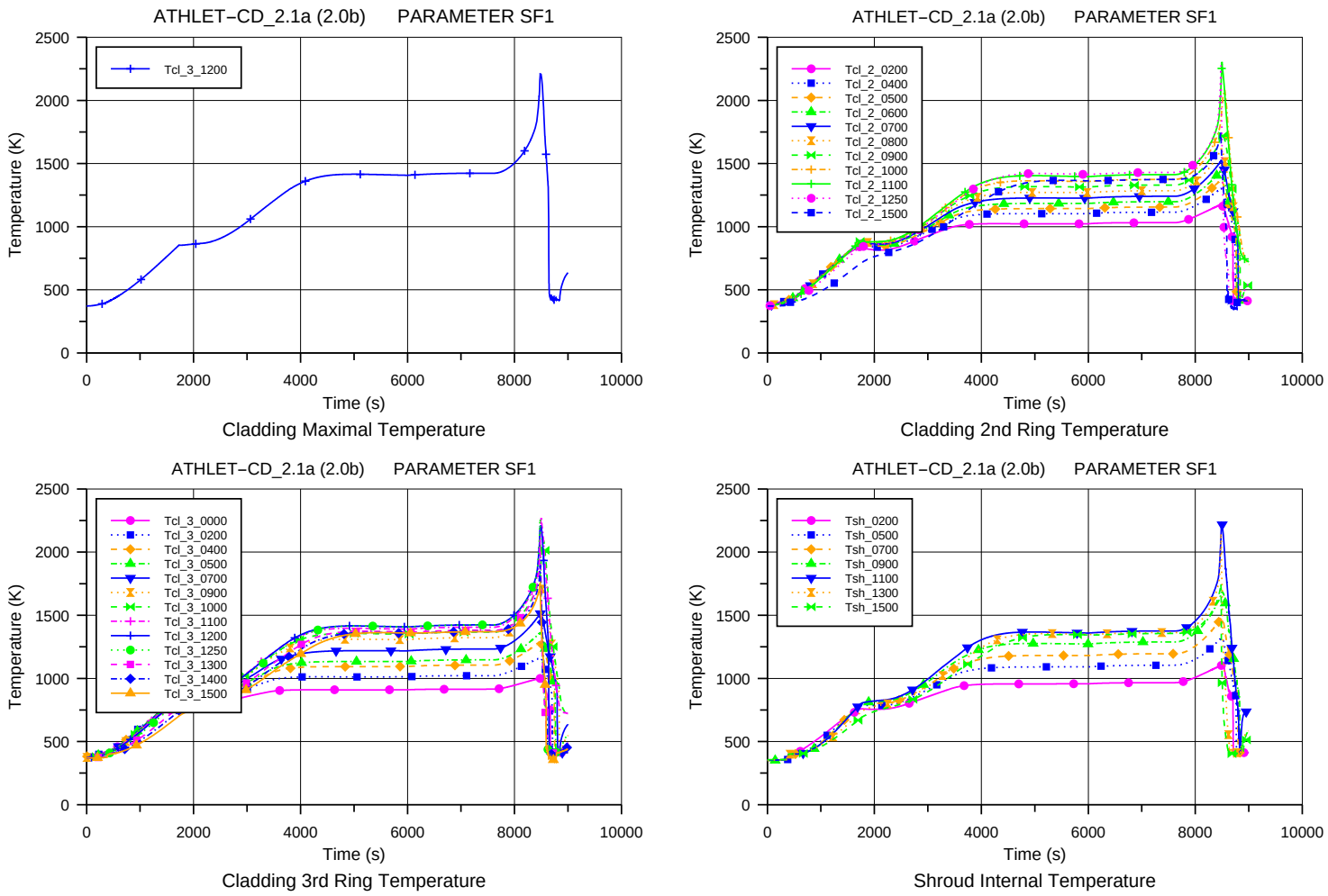


Abb. 4.14-10: SF1: Temperaturverläufe der Hüllrohre und der Umfassung (run2)

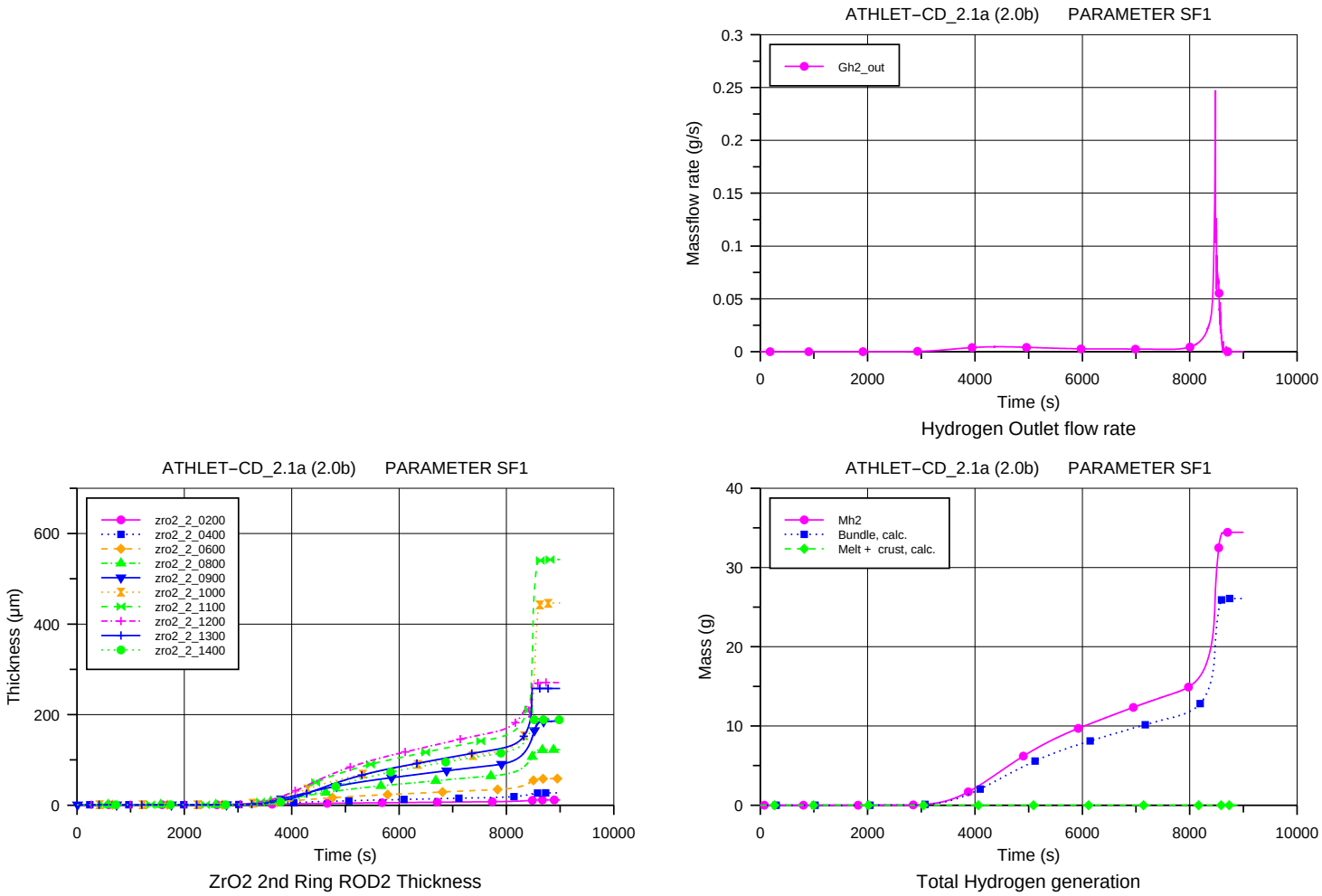


Abb. 4.14-11: SF1: Oxidschichtdicke, und H_2 Erzeugung (run2)

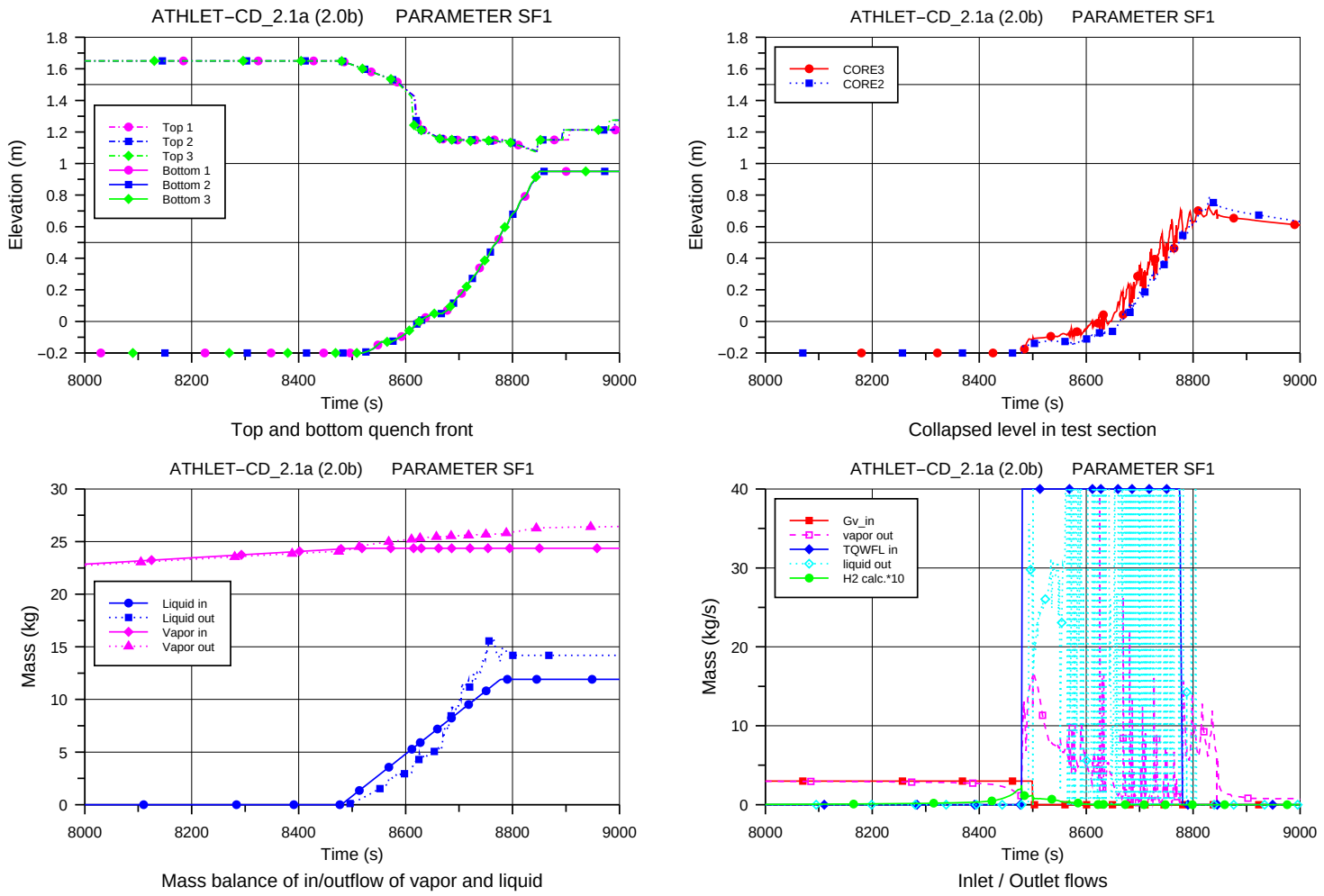
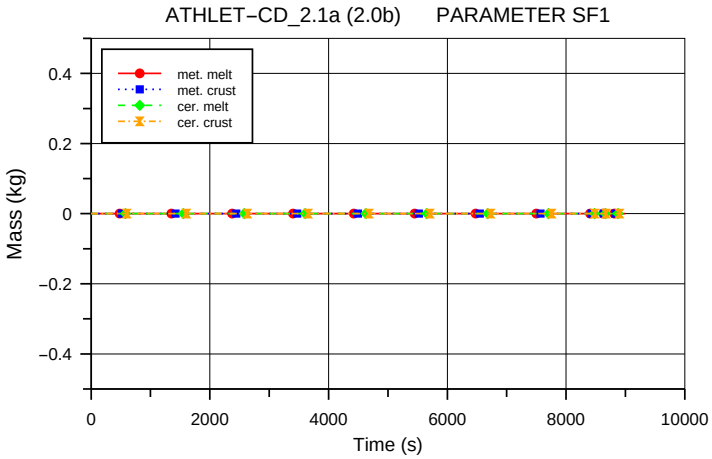
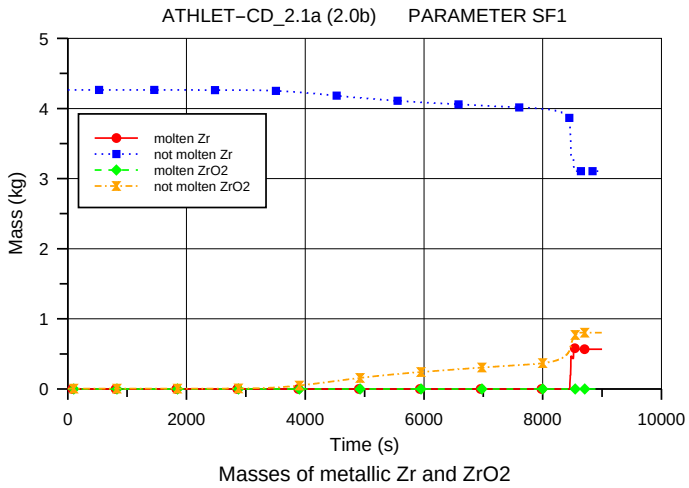


Abb. 4.14-12: SF1: Verlauf der Quenchfront, kollabierter Wasserspiegel, und Massenbilanz (run2)





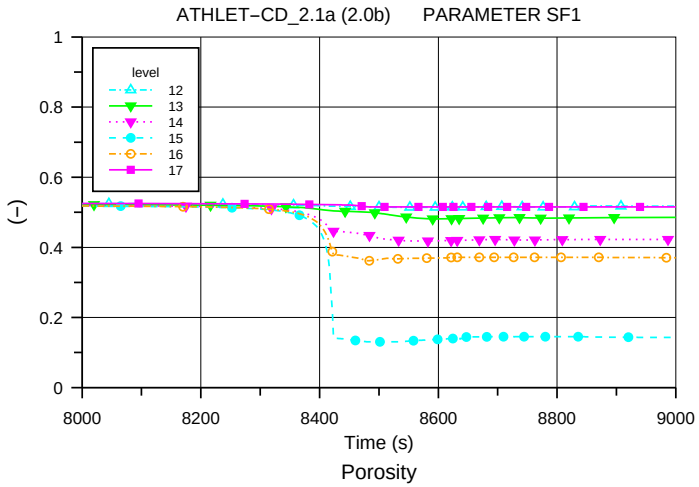
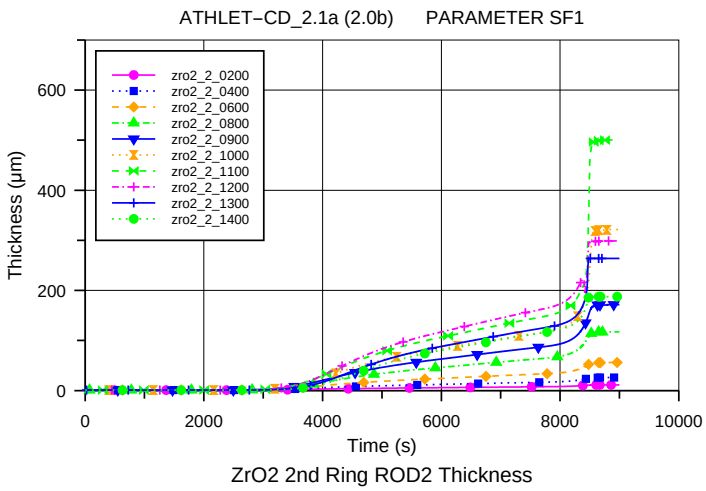
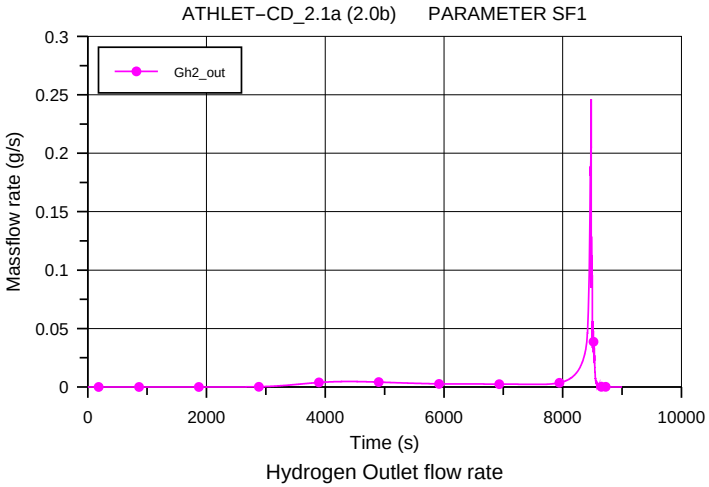


Abb. 4.14-13: SF1: Geschmolzene / nicht geschmolzene Massen, Porosität (run2)





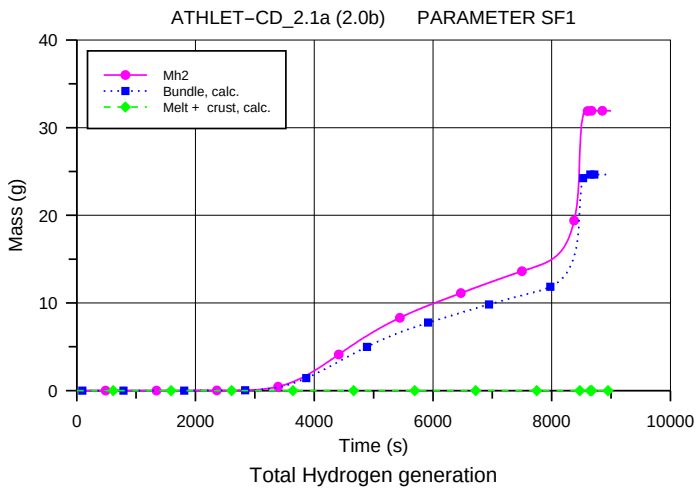


Abb. 4.14-14: SF1: ZrO_2-Schichtdicke und H_2-Erzeugung (run3)

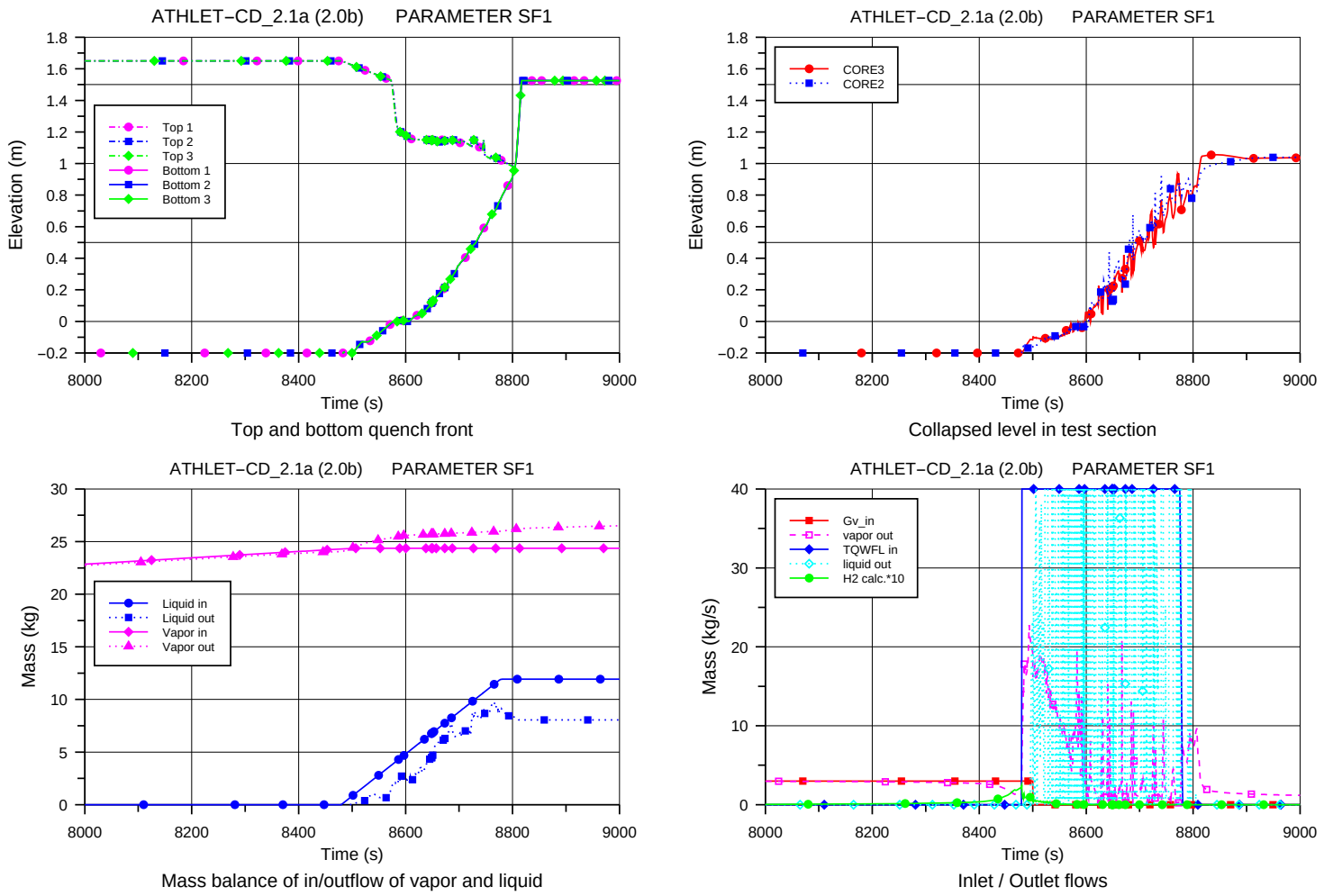
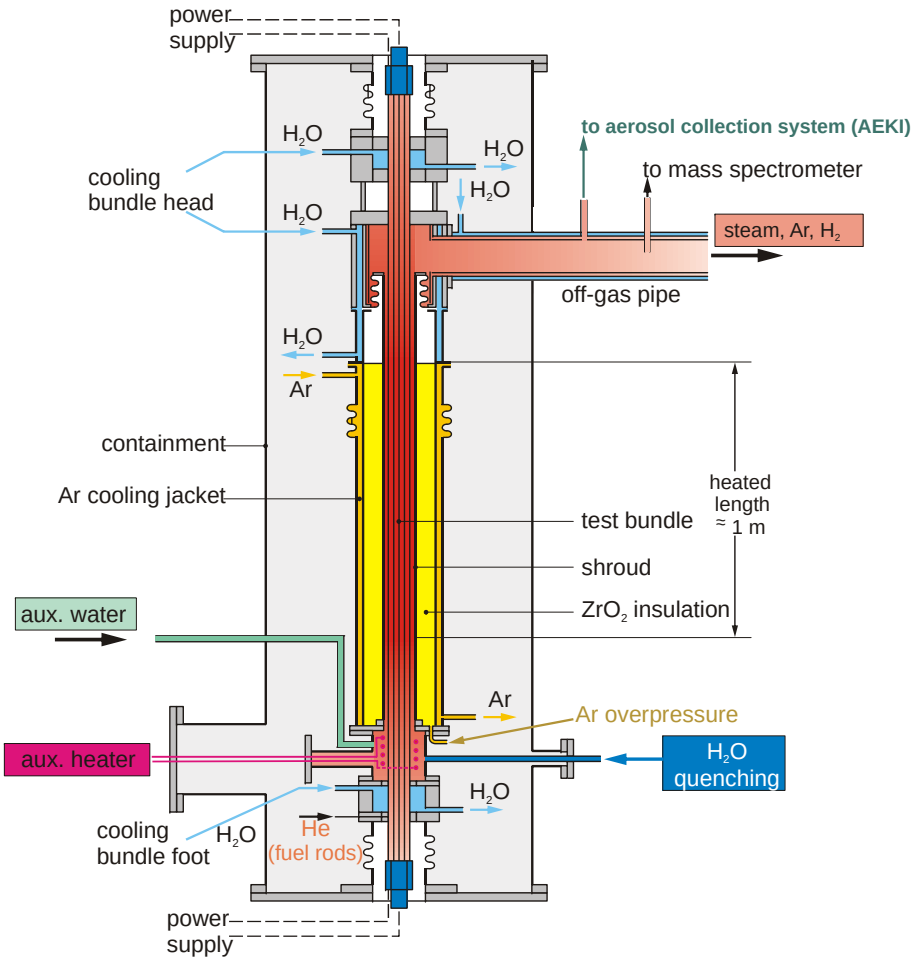


Abb. 4.14-15: SF1: Verlauf der Quenchfront, kollabierter Wasserspiegel, Massenbilanz (run3)



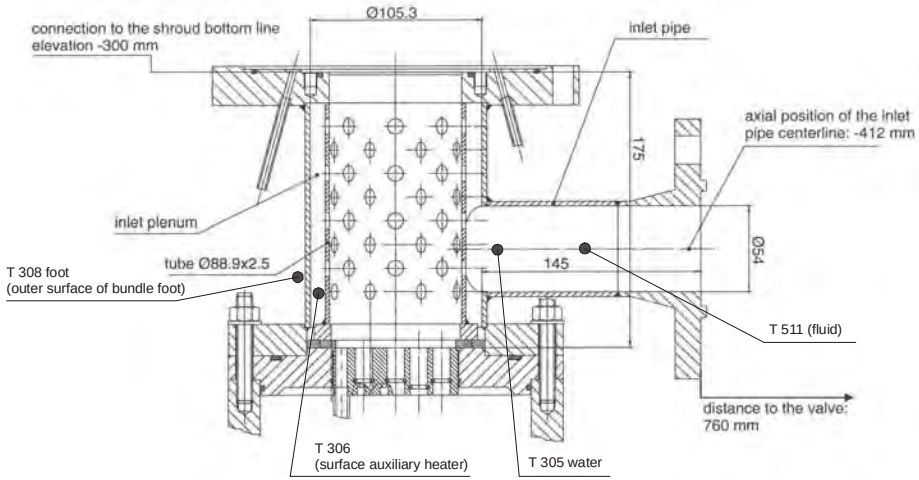


Abb. 4.15-1: QUENCH-11: Teststrecke mit neuen Heiz- und Wassersystemen

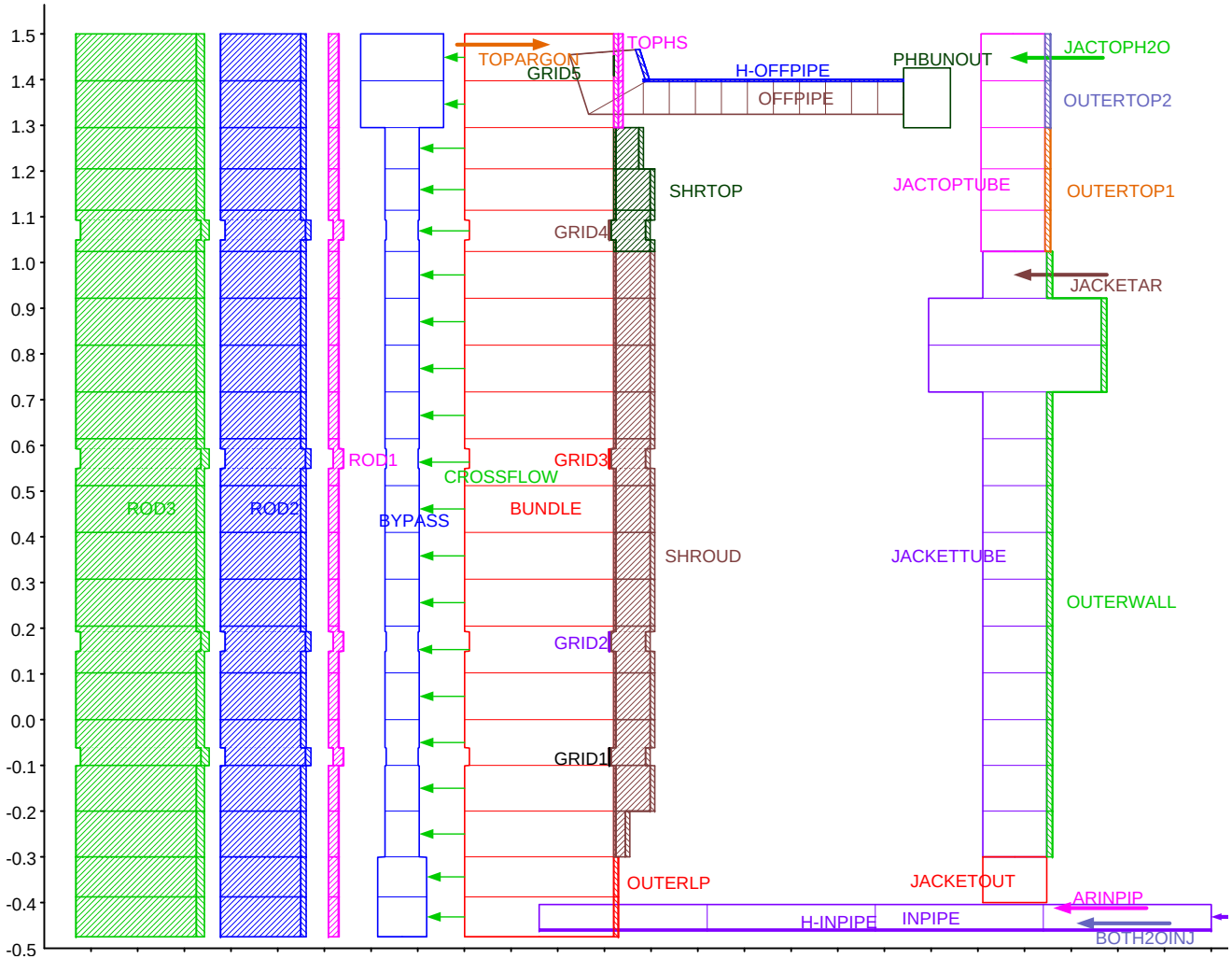


Abb. 4.15-2: QUENCH-11: Nodalisierungsmodell der Quench Teststrecke

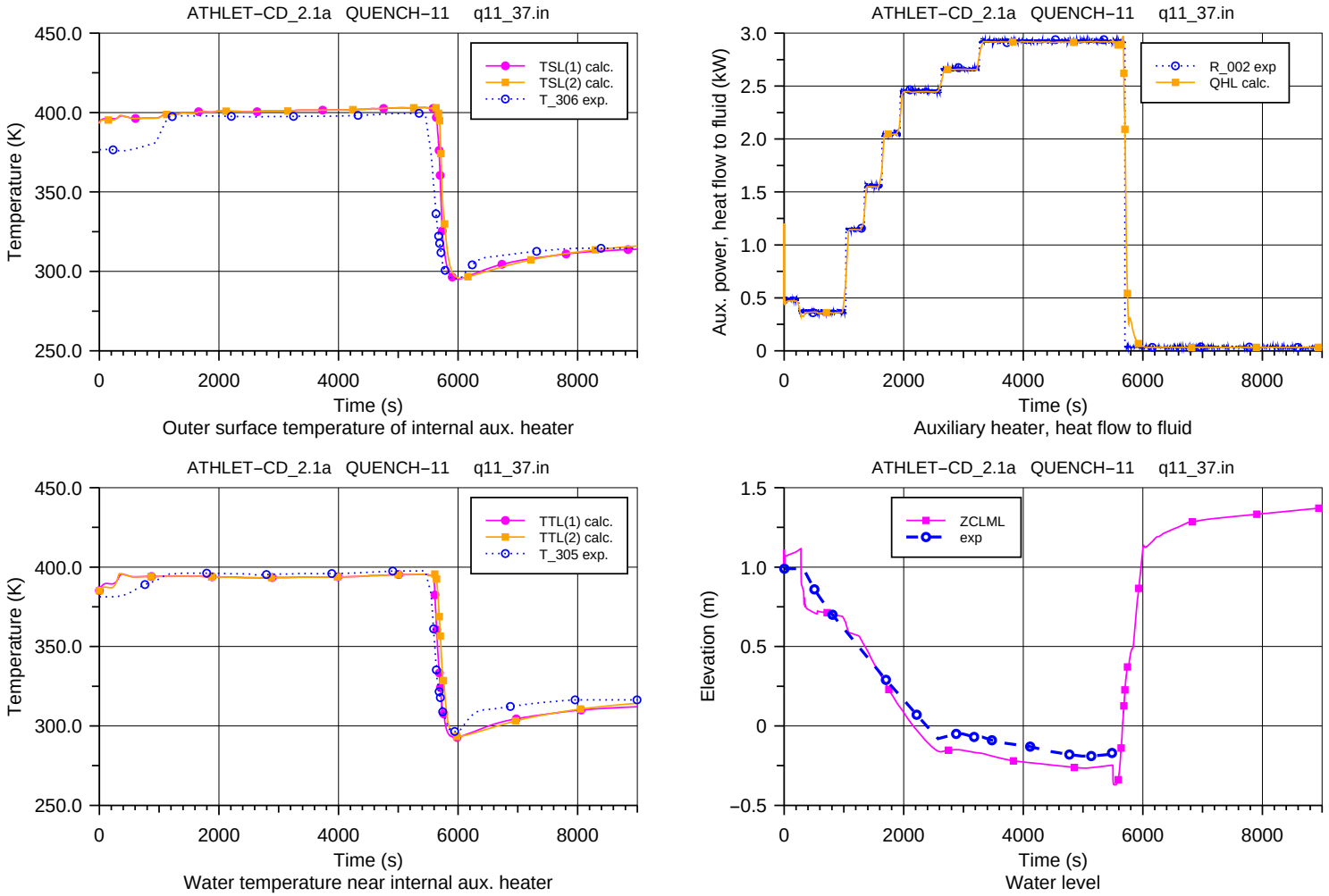


Abb. 4.15-3: QUENCH-11: Zusätzliches Heizmodell, Temperaturverläufe im unteren Plenum, Füllstandsverlauf

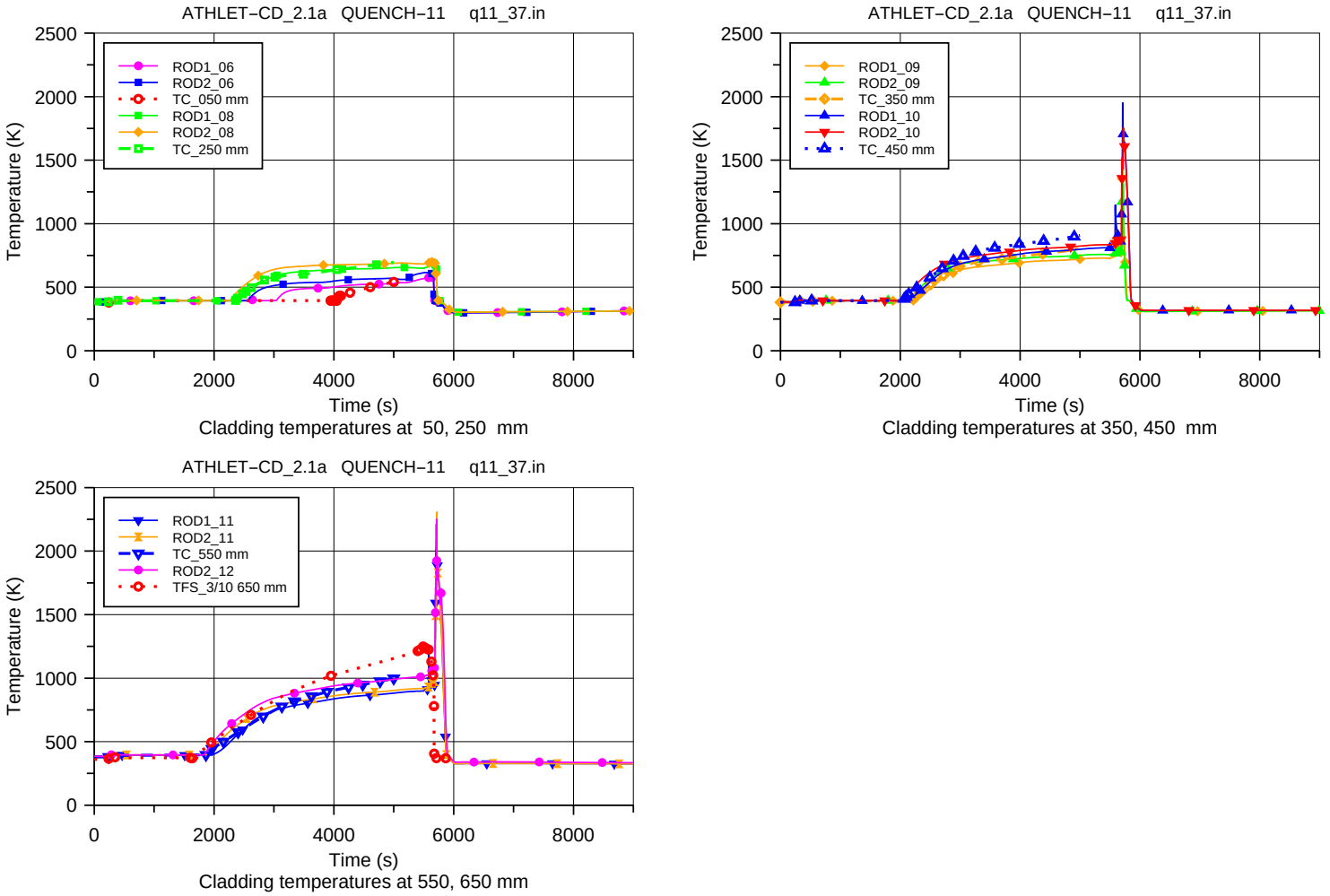


Abb. 4.15-4: QUENCH-11: Hüllrohrtemperaturen im unteren und mittleren Bereich

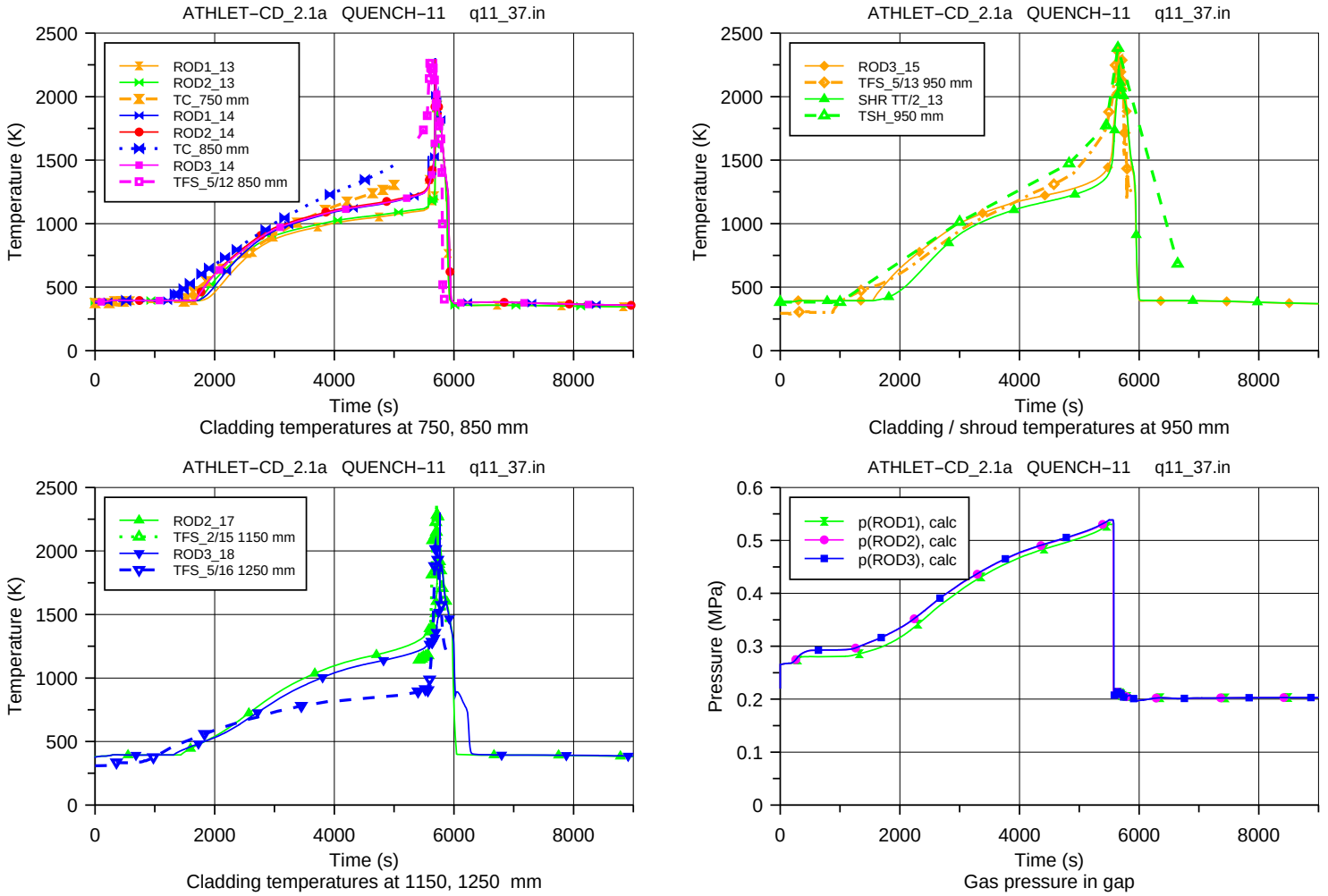
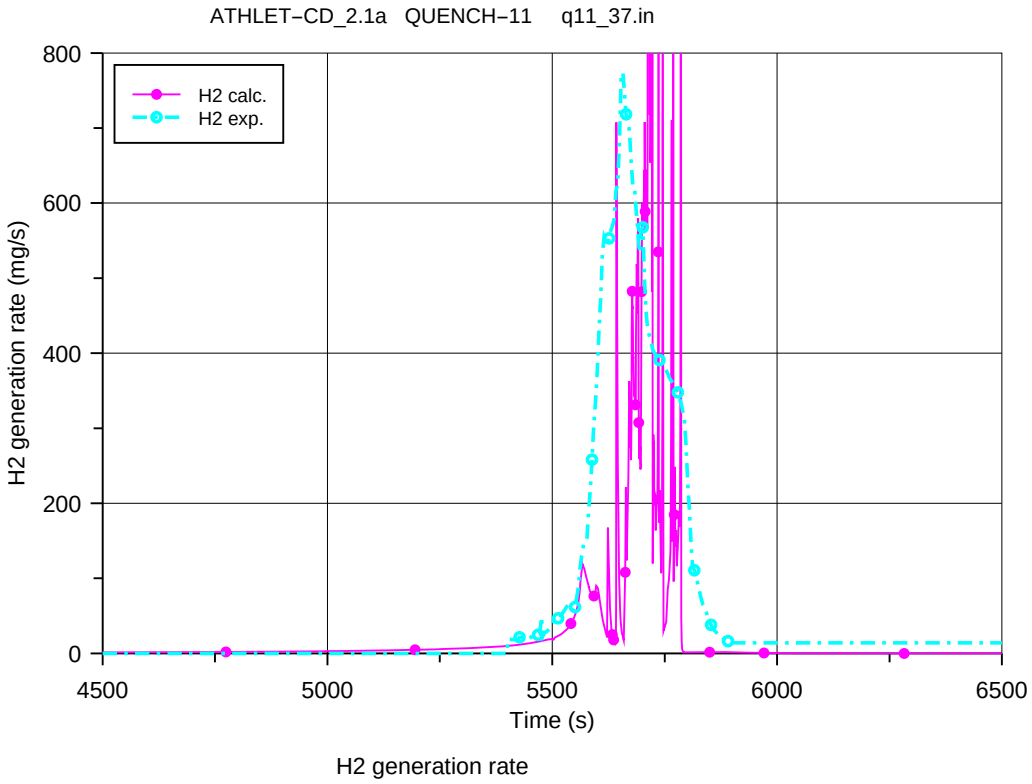


Abb. 4.15-5: QUENCH-11: Hüllrohrtemperaturen im oberen Bereich, Druck im Brennstabspalt



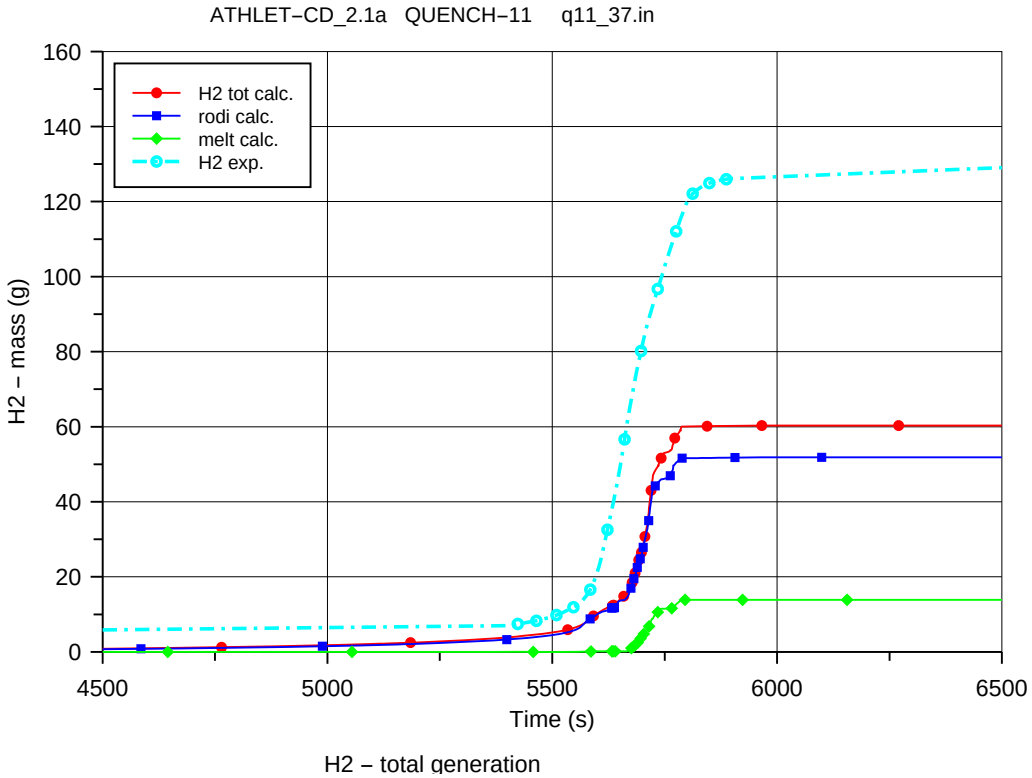


Abb. 4.15-6: QUENCH-11: H_2-Erzeugung

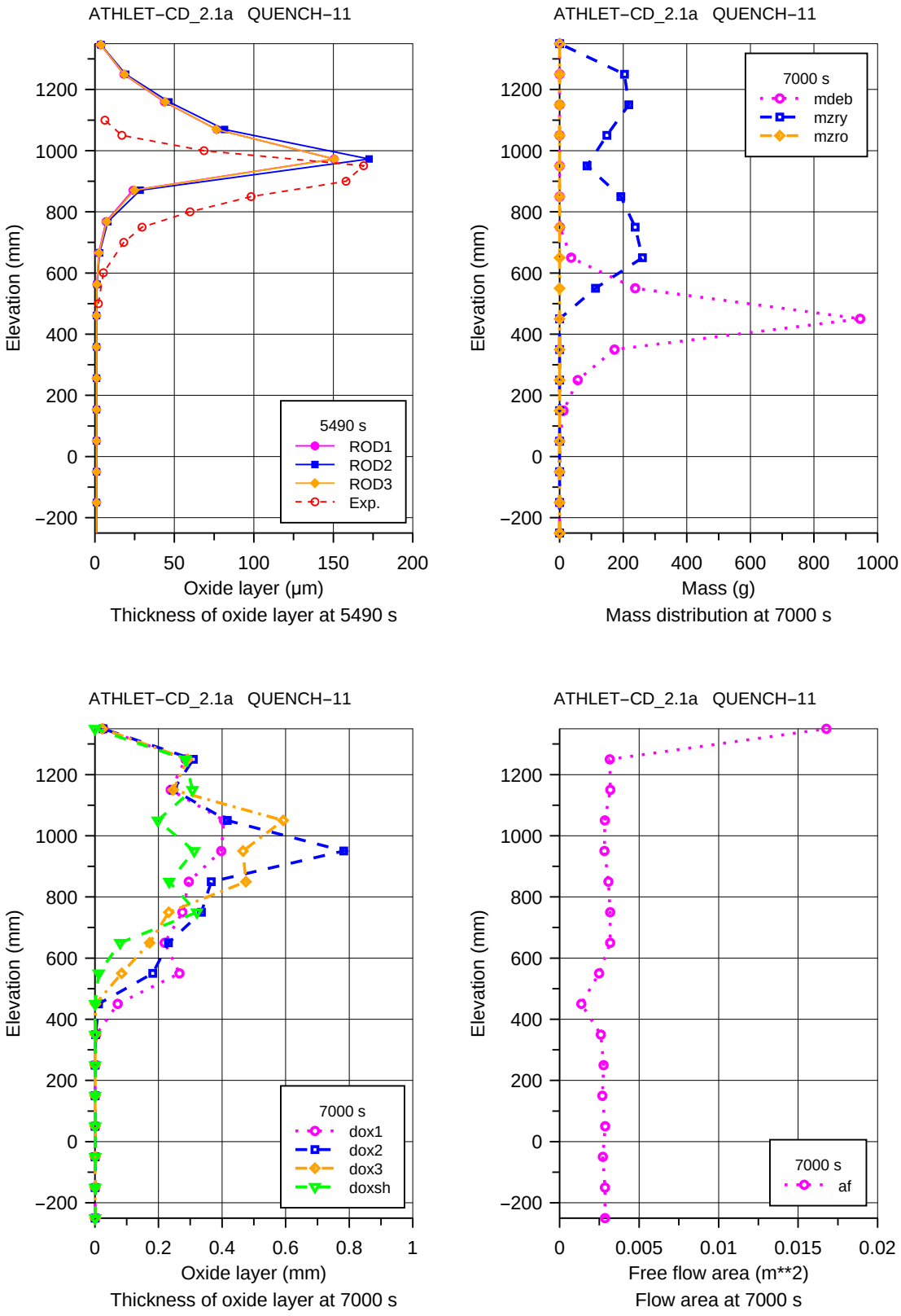


Abb. 4.15-7: QUENCH-11: Oxidationsschicht und Verteilung der Schmelze

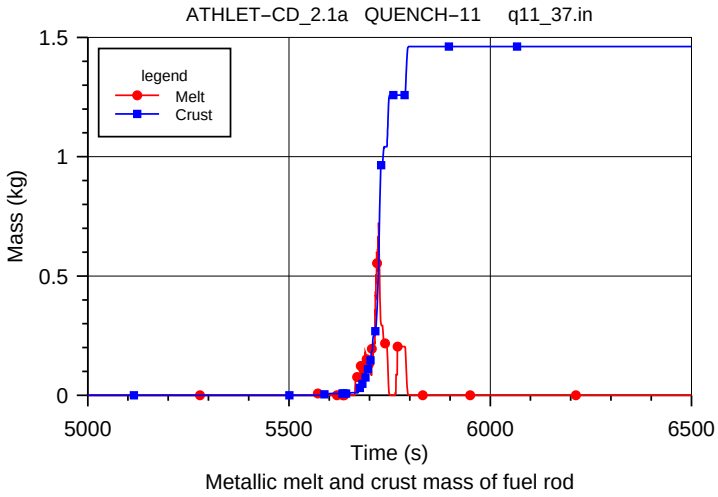


Abb. 4.15-8: QUENCH-11: Masse des metallischen und erstarrten Zr - Materials

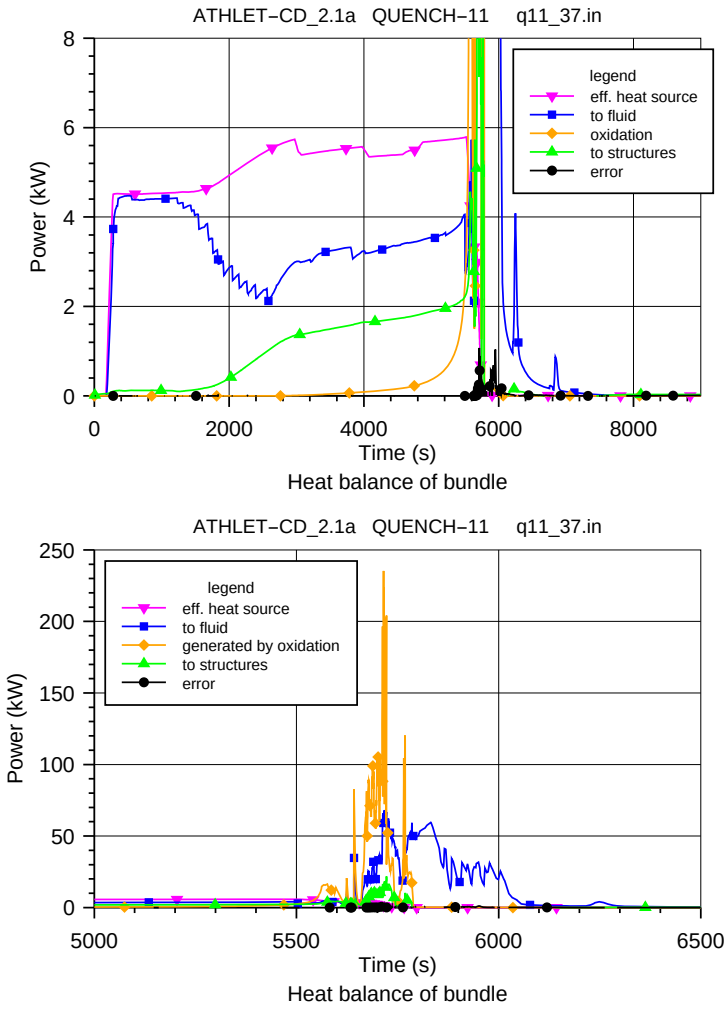


Abb. 4.15-9: QUENCH-11: Energiebilanz

9 Verteiler

BMWi

Referat III B4		1 x

GRS–PT/B

Internationale Verteilung		45 x
Projektbegleiter	(seh)	3 x

GRS

Geschäftsführung	(hah, stj)	je 1 x
Bereichsleiter	(erv, lim, prg, tes, rot, zir)	je 1 x
Abteilungsleiter	(all, gls, lab, bea, poi)	je 1 x
Abteilung 3010	(spc, som, klh)	je 1x
Abteilung 3030	(paa)	1 x
Projektbetreuung	(kgl)	1 x
Projektleitung	(stf)	1 x
Informationsverarbeitung	(nit)	1 x
Bibliothek	(Garching, Köln)	je 1 x
Autoren	(stf, auh, mis, erd, trb)	je 1 x

Gesamtauflage: **76 Exemplare**